



UNIVERSITAT
POLITÈCNICA
DE VALÈNCIA

Aportaciones al análisis determinista de seguridad de las centrales nucleares mediante metodología Best Estimate

TESIS DOCTORAL

Francisco Sánchez Sáez

Dirigida por:

Dr. Sebastián Salvador Martorell Alsina

Dra. Sofia Carlos Alberola

Valencia, Julio 2017

Agradecimientos

Antes que nada, me gustaría dar las gracias a mis directores de Tesis Sebastián Martorell Alsina y Sofia Carlos Alberola, por su ayuda, dedicación y confianza en mí, porque sin su apoyo y motivación no habría podido realizar esta tesis. Trabajar con ellos es un placer.

Debo extender este agradecimiento a José Felipe, Isabel, Ana, Pablo, José Luis, y Sete, y a toda la gente del Grupo MEDASEGI, por la ayuda prestada durante todo este tiempo.

A mi familia, en especial a mis padres y a mi hermano por su apoyo incondicional durante estos años. Sin su esfuerzo y sacrificio todo esto no sería posible.

A Miriam por estar siempre a mi lado. Gracias.

Finalmente, al Programa de Ayudas de Investigación y Desarrollo (PAID) de la Universitat Politècnica de València.

A Miriam

Resumen

En el diseño de las centrales nucleares (CCNN) y, una vez puestas en funcionamiento, ante cualquier cambio de diseño o revisión periódica de seguridad (RPS), es necesario realizar estudios de seguridad para garantizar la operación segura durante su vida útil. Dichos estudios, tradicionalmente se han dividido en análisis deterministas de seguridad (ADS) y análisis probabilistas de seguridad (APS), aunque la tendencia de los últimos años es integrar las características de ambos tipos dando lugar a estudios de seguridad más completos. Dentro de los ADS, cuando se utilizan códigos termohidráulicos Best Estimate (BE) para el análisis de las secuencias accidentales y, además, se tiene en cuenta el efecto de las incertidumbres, estamos dentro de la metodología denominada Best Estimate Plus Uncertainty (BEPU).

La presente Tesis aporta nuevas herramientas y procedimientos para realizar el análisis determinista de seguridad de las centrales nucleares mediante metodología Best Estimate a través de varios desarrollos y aplicaciones realizados. Se aportan herramientas estadísticas adecuadas para llevar a cabo análisis BEPU. Particularmente, se presenta un procedimiento para realizar estudios BEPU que puede ser aplicado a casi cualquier tipo de accidente e instalación de manera metódica. Dicho procedimiento es integral y abarca desde el desarrollo del escenario objeto de estudio mediante un código termohidráulico BE y la selección de los parámetros de entrada, hasta la propagación de incertidumbres sobre los criterios de seguridad y la verificación del cumplimiento de los mismos utilizando diferentes métodos de análisis de incertidumbre, tanto paramétricos como no paramétricos.

Con el objetivo de demostrar la versatilidad del procedimiento, este se aplica al estudio de transitorios e instalaciones con casuísticas diferentes. En concreto, se ha aplicado en: una CN de tipo PWR para una rotura grande (LBLOCA), en una instalación experimental para una rotura pequeña (SBLOCA) y en una piscina de combustible gastado de una CN de tipo PWR para una pérdida de refrigerante.

Por último, en la presente Tesis se propone una metodología para incorporar las suposiciones, propias del APS sobre la configuración de los sistemas de seguridad dentro del ADS. De esta forma, se da lugar a una aproximación enmarcada dentro de las metodologías conocidas como Extended BEPU (EBEPU). Para demostrar la viabilidad y aplicabilidad de dicha metodología, se aporta un caso de aplicación que consiste en la pérdida de agua de alimentación (LOFW) en una CN de tipo PWR.

El trabajo realizado en esta tesis doctoral se enmarca dentro de la beca de Formación de Personal Investigador (FPI)-Subprograma1 de la convocatoria de 2012 auspiciada por el Programa de Ayudas de Investigación y Desarrollo (PAID) de la Universitat Politècnica de València.

Resum

Al disseny de les centrals nuclears (CCNN) i, una vegada que aquestes estan en funcionament, davant qualsevol canvi de disseny o revisió periòdica de seguretat (RPS), és necessari realitzar estudis de seguretat per garantir l'operació segura durant la seua vida útil. Aquests estudis, tradicionalment s'han dividit en anàlisis deterministes de seguretat (ADS) y anàlisis probabilistes de seguretat (APS), encara que la tendència del últims anys és integrar les característiques d'ambos tipus resultant en estudis de seguretat més complets. Dins del ADS, quan s'utilitzen codis termohidràulics Best Estimate (BE) per a l'anàlisi de les seqüències accidentals i, a més, es té en compte l'efecte de les incerteses, estem dins de la metodologia anomenada Best Estimate Plus Uncertainty (BEPU).

La present Tesi aporta noves ferramentes i procediments per realitzar l'anàlisi determinista de seguretat de les centrals nuclear mitjançant metodologia Best Estimant emprant diferents desenvolupaments y aplicacions realitzades. S'aporten ferramentes estadístiques adequades per dur a terme anàlisis BEPU. Particularment, es presenta un procediment per realitzar estudis BEPU que pot ser aplicat a quasi qualsevol tipus d'accident i instal·lació de manera metòdica. Aquest procediment és integral i assoleix des del desenvolupament de l'escenari objecte d'estudi mitjançant un codi termohidràulic BE i la selecció del paràmetres d'entrada fins a la propagació d'incerteses al voltant dels criteris de seguretat i la verificació del compliment dels mateixos fent ús de diversos mètodes d'anàlisi d'incertesa, tant paramètrics com no paramètrics.

Amb l'objectiu de demostrar la versatilitat del procediment, aquest s'aplica a l'estudi de transitoris i instal·lacions amb casuístiques diferents. En concret, s'ha aplicat en: una CN de tipus PWR per a un trencament gran (LBLOCA), en una instal·lació experimental per a un trencament xicotet (SBLOCA) i en una piscina de combustible gastat de una CN de tipus PWR per a una pèrdua de refrigerant.

Per últim, a la present Tesi es proposa una metodologia per a incorporar les suposicions, pròpies del APS en quant a la configuració dels sistemes de seguretat dins del ADS. D'aquesta forma, s'obté una aproximació emmarcada dins de les metodologies conegudes com Extended BEPU (EBEPU). Per demostrar la viabilitat i aplicabilitat d'aquesta metodologia, s'aporta un cas d'aplicació que consisteix en la pèrdua d'aigua d'alimentació (LOFW) en una CN de tipus PWR.

El treball realitzat en aquesta Tesi s'emmarca dins de la beca de "Formación de Personal Investigador (FPI)-Subprograma1 de la convocatòria de 2012" finançada pel "Programa de Ayudas de Investigación y Desarrollo (PAID)" de la Universitat Politècnica de València.

Abstract

In nuclear power plant design and, after, when they are under work, in front of any change in the design or periodical safety review, it is necessary to perform safety studies in order to guarantee the safety operation along their useful life. These safety studies, traditionally has been divided between deterministic safety analysis and probabilistic safety analysis, although the last years trending is to integrate the characteristics of both classes of analysis in order to build more complete safety studies. Among the deterministic safety analysis, when the Best Estimate (BE) codes are employed and, in addition, the uncertainty effect are taken into account, we are inside of the methodology called Best Estimate Plus Uncertainty (BEPU).

This Thesis provides new tools and procedures in order to perform the deterministic safety analysis of nuclear power plants by means of Best Estimate methodology through of several applications employed. Statistical tools are provided for performing BEPU analysis. Particularly, a procedure is presented for built BEPU studies that can be applied in almost all the transients and facility in a methodical way. This procedure is comprehensive and include from the development of the transient scenario by means of BE thermalhydraulic code and the input parameters selection to the uncertainty propagation over the safety criteria and the verification of their compliance using different uncertainty analysis methods, both parametric and non-parametric methods.

With the purpose of demonstrating the procedure versatility, this it is applied to the studio of transients and facilities with different phenomenology. Specifically, it have been applied to PWR nuclear power plant for a Large Break Loss of Coolant Accident (LBLOCA), experimental facility for a Small Break Loss of Coolant Accident (SBLOCA) and in a spent fuel storage of a PWR nuclear power plant for a loss of coolant accident.

Last, this Thesis contribute with a methodology accordingly for incorporating assumptions from probabilistic safety analysis about system configuration availability inside the deterministic safety analysis. Therefore, an approach enclosed into the known as Extended BEPU (EBEPU) methodologies is constructed. In order to demonstrate the viability and applicability of this methodology, an application case is provided, which consists in Loss of Feed Water system (LOFW) in a PWR nuclear power plant.

The work carried out in this PhD thesis are enclosed into the grant of "Formación de Personal Investigador (FPI)-Subprograma 1 de la convocatoria de 2012" supported by the "Programa de Ayudas de Investigación y Desarrollo (PAID)" of the "Universitat Politècnica de València".

Contenido

Capítulo 1	1
Introducción.....	1
1.1 Motivación.....	1
1.2 Antecedentes.....	3
1.3 Objetivos y organización del trabajo	6
Capítulo 2	9
Estado del arte.....	9
2.1 Tipos de incertidumbre	9
2.2 Métodos de análisis de sensibilidad e incertidumbre.....	10
2.2.1 Los métodos estadísticos I: Muestreo y propagación de incertidumbres	12
2.2.2 Los métodos estadísticos II: Modelos anidados o metamodelos.....	14
2.3 Análisis determinista de seguridad con metodología BEPU	14
2.4 Análisis determinista de seguridad con metodología EBEPU.	18
Capítulo 3	21
Metodología.....	21
3.1 Metodología BEPU	21
3.1.1 Etapas BEPU	22
3.1.2 Aplicación de la metodología BEPU	27
3.2 Metodología EBEPU	41
3.2.1 Muestreo de configuraciones	42
Capítulo 4	45
Aplicación de la metodología BEPU a un transitorio LBLOCA en un PWR	45
4.1 Descripción del transitorio.....	45
4.2 Criterios de aceptación, FOMs y límites de seguridad	47
4.3 Identificación de la fenomenología física relevante y selección de las variables TH de entrada apropiadas	48

4.4	Descripción del modelo TH.....	54
4.5	Resultados.....	57
4.5.1	Evolución de la PCT para el caso base	57
4.5.2	Obtención del percentil 95 de la PCTmax como valor de referencia	58
4.5.3	Análisis de incertidumbre: métodos no paramétricos	59
4.5.4	Métricas de rendimiento	62
4.6	Conclusiones.....	63
Capítulo 5.....		65
<i>Aplicación de la metodología BEPU a un transitorio SBLOCA en una instalación experimental (PKL).....</i>		65
5.1	Descripción del transitorio	66
5.1.1	Descripción de la instalación PKL.....	66
5.1.2	Descripción del experimento.....	68
5.2	Criterios de aceptación, FOMs y límites de seguridad	69
5.3	Identificación de la fenomenología física relevante y selección de las variables TH de entrada apropiadas	69
5.4	Descripción del modelo TH.....	71
5.5	Resultados.....	72
5.5.1	Simulación del caso base	72
5.5.2	Diseño de experimentos. Método de Plackett-Burman	75
5.5.3	Análisis de incertidumbre: método de Wilks y metamodelo de tipo GAM	77
5.6	Conclusiones.....	85
Capítulo 6.....		87
<i>Aplicación de la metodología BEPU en una piscina de combustible gastado.....</i>		87
6.1	Descripción del transitorio	88
6.2	Criterios de aceptación, FOMs y límites de seguridad.	92
6.3	Identificación de la fenomenología física relevante y selección de las variables termohidráulicas de entrada apropiadas	93
6.4	Descripción del modelo TH.....	94
6.5	Resultados.....	97

6.5.1	El modelo estacionario.....	97
6.5.2	El caso de licenciamiento	103
6.5.3	El modelo de transmisión de calor por radiación	104
6.5.4	Simulación del transitorio	108
6.5.5	Diseño de experimentos. Método de Plackett-Burman.....	113
6.5.6	Análisis de incertidumbre. Wilks y GAM	114
6.6	Conclusiones	119
Capítulo 7	121
<i>Aplicación de la metodología EBEPU en un transitorio LOFW en un PWR</i>		
	121
7.1	Descripción del transitorio.....	122
7.2	Criterios de aceptación, FOMs y límites de seguridad	123
7.3	Identificación de la fenomenología física relevante y selección de las variables termohidráulicas de entrada apropiadas.....	125
7.4	Identificación de los sistemas de seguridad y de los componentes/trenes que los conforman	125
7.5	Descripción del modelo TH	126
7.6	Parámetros TH. Condiciones iniciales y de contorno. Incertidumbres.....	128
7.7	Identificación de las configuraciones relevantes de sistemas de seguridad y sus probabilidades	130
7.8	Resultados	133
7.8.1	Simulación del caso base	133
7.8.2	Resultados de la aplicación de la metodología EBEPU.....	134
7.9	Comparación entre las metodologías BEPU y EBEPU.....	136
7.10	Conclusiones	139
Capítulo 8	141
<i>Conclusiones y aportaciones.....</i>		141
8.1	Conclusiones y trabajo futuro	141
8.2	Principales aportaciones.....	144
8.2.1	Publicaciones en revistas científicas relacionadas con la tesis:	145
8.2.2	Presentaciones realizadas en congresos internacionales	146
8.2.3	Presentaciones realizadas en congresos nacionales.....	149

Capítulo 9.....	153
Referencias	153

Figuras

Figura 1.1. Principios de la toma de decisión integrada basada en la información en el riesgo.....	5
Figura 3.1. Esquema general de la metodología BEPU	22
Figura 3.2. Aplicación de la metodología BEPU	28
Figura 3.3. Metodología EBEPU	42
Figura 4.1. Árbol de sucesos de LOCA grande.....	46
Figura 4.2. Vista de SNAP del primario del typical PWR realizado para TRACE	55
Figura 4.3. Vista de SNAP del secundario del typical PWR realizado para TRACE...	56
Figura 4.4. Evolución de la PCT en el caso base	57
Figura 4.5. Evolución máxima temperatura de vaina para las 1000 simulaciones.....	58
Figura 4.6. Histograma correspondiente a las 1000 simulaciones del transitorio y función de distribución acumulada de la variable PCT.....	59
Figura 4.7. Diagrama de bigotes y cajas para las estimaciones de los límites de tolerancia con nivel 95/95	61
Figura 5.1. Esquema de la instalación PKL	67
Figura 5.2. Vista de SNAP del modelo PKL realizado con TRACE	72
Figura 5.3. Presiones de los sistemas primario y secundario	73
Figura 5.4. Inyección de los acumuladores	74
Figura 5.5. PCT y CET	74
Figura 5.6. Esquema del análisis de incertidumbre.....	77
Figura 5.7. Evolución de la PCT de las simulaciones realizadas con TRACE	78
Figura 5.8. Diagrama de bigotes y cajas para el método de Wilks y los metamodelos.	81
Figura 5.9. Coberturas medias y desviaciones típicas (CM y CD)	83
Figura 5.10. Coeficiente de variación: robustez (CV)	84
Figura 5.11. Conservadurismo (CC).....	84
Figura 6.1. Progresión del transitorio de estudio	89

Figura 6.2. Vista del alzado de la piscina de combustible gastado de Maine Yankee.	
Las medidas están dadas en m.....	91
Figura 6.3. Vista de la planta de la piscina de combustible gastado de Maine Yankee.	
Las medidas están dadas en m.....	91
Figura 6.4. Distribución de los rack de combustible gastado en la piscina de Maine Yankee.....	92
Figura 6.5. Vista de SNAP del modelo de la piscina de Maine Yankee realizado con TRACE.....	95
Figura 6.6. Temperaturas medidas (K) a 4.36m de altura del fondo de la piscina	98
Figura 6.7. Temperaturas calculadas con TRACE (K) a 4.36m de altura del fondo de la piscina	99
Figura 6.8. Temperaturas medidas (K) a 10.72m de altura.	100
Figura 6.9. Temperaturas calculadas con TRACE (K) a 10.72m de altura	100
Figura 6.10. Temperaturas medidas (K) en la sección A-A de la Figura 6.2	101
Figura 6.11. Temperaturas calculadas con TRACE (K) en la sección A-A de la Figura 6.2.....	102
Figura 6.12. Temperaturas promedio del refrigerante	102
Figura 6.13. Distribución de los ECG para el caso de licenciamiento de la piscina de Maine Yankee	103
Figura 6.14. Geometría introducida en el código auxiliar RADGEN	106
Figura 6.15. Temperatura del refrigerante hasta llegar a condiciones de saturación...	110
Figura 6.16. Nivel colapsado de agua de la piscina de combustible	110
Figura 6.17. Evolución de la PCT durante el transitorio	111
Figura 6.18. Espesor de óxido producido en la vaina durante el transitorio.....	111
Figura 6.19. Cantidad de hidrógeno producida durante el transitorio	112
Figura 6.20. Evolución de la PCT de las 93 simulaciones con 42 parámetros de entrada inciertos	115
Figura 6.21. Evolución de la PCT de las 93 simulaciones con 7 parámetros de entrada inciertos	115

Figura 6.22. Resultados de los límites de tolerancia con nivel 95/95 obtenidos con el método de Wilks	117
Figura 6.23. Resultados de los límites de tolerancia con nivel 95/95 obtenidos mediante Wilks y mediante diferentes GAM	118
Figura 7.1. Árbol de eventos del transitorio LOFW	123
Figura 7.2. Modelo TH del primario de un PWR de 3 lazos para TRACE.....	127
Figura 7.3. Modelo TH del secundario de un PWR de 3 lazos para TRACE	128
Figura 7.4. Evolución de FUELTL para la Secuencia #1 del EBEPU	134
Figura 7.5. Evolución de PRZP para la Secuencia #1 del EBEPU	135
Figura 7.6. Evolución de CONTL para la Secuencia #1 del EBEPU.....	135
Figura 7.7. Evolución de FUELTL para la Secuencia #1 del BEPU	137
Figura 7.8. Evolución de la PRZP para la Secuencia #1 bajo la metodología BEPU .	138
Figura 7.9. Evolución de CONTL para la Secuencia #1 del EBEPU.....	139

Tablas

Tabla 1.1. Opciones para realizar análisis determinista de seguridad según la guía SSG-2.....	3
Tabla 3.1. Ejemplos clases y criterios a nivel superior en SSG-2 (IAEA, 2009).	23
Tabla 3.2. Ejemplos clases y criterios a nivel detalle en ANSI-N-18.2 (ANSI, 1973).	24
Tabla 3.3. FOMs más relevantes según barrera y categoría (NEA, 2005).	25
Tabla 3.4. Coeficientes de sensibilidad implementados en TRACE.....	30
Tabla 4.1. Comparativa de los PIRT de CSAU, AREVA, Westinghouse y BEMUSE/PREMIUM para un LBLOCA	50
Tabla 4.2. Lista de parámetros valorados a partir de los PIRT.....	52
Tabla 4.3. Resultados de los límites de tolerancia con nivel 95/95 para cada método..	61
Tabla 4.4. Métricas de rendimiento	62
Tabla 5.1. Eventos principales del experimento.....	68
Tabla 5.2. Parámetros de entrada iniciales	69
Tabla 5.3. Resultados del experimento Plackett-Burman.....	76
Tabla 5.4. Parámetros de entrada seleccionados	76
Tabla 5.5. Resultados de la estimación de límites de tolerancia con nivel 95/95 para la PCTmax.....	81
Tabla 5.6. Métricas de rendimiento	83
Tabla 6.1. Potencia de los diferentes ECG	90
Tabla 6.2. Parámetros de entrada para el análisis de incertidumbre.....	93
Tabla 6.3. Medidas de los nodos del componente VESSEL (m).....	97
Tabla 6.4. Comparación de resultados entre GFLOW y TRACE	104
Tabla 6.5. Factores de forma entre los nodos que conforman las paredes de los ECG	106
Tabla 6.6. Factores de forma agrupados.....	107
Tabla 6.7. Distancias medias agrupadas.....	108

Tabla 6.8. Tiempos hasta saturación y hasta descubrimiento de los elementos de combustible gastado.....	109
Tabla 6.9. Timing de los eventos principales.....	113
Tabla 6.10. Resultados del experimento Plackett-Burman.	114
Tabla 6.11. Parámetros significativos del estudio de sensibilidad	114
Tabla 6.12. Límites de tolerancia con nivel 95/95 obtenidos mediante el método de Wilks	117
Tabla 6.13. Límites de tolerancia con nivel 95/95 según el método utilizado	119
Tabla 7.1. Variables de Seguridad y criterios de aceptación para el transitorio de estudio	124
Tabla 7.2. Funciones de seguridad y criterios de éxito para el LOFW	126
Tabla 7.3. Condiciones iniciales y de contorno para los sistemas primario y secundario	129
Tabla 7.4. Condiciones relevantes para la operación de los sistemas de seguridad	129
Tabla 7.5. Descripción de las variables inciertas	130
Tabla 7.6. Configuraciones más probables de la Secuencia #1	132
Tabla 8.1. Aportaciones en relación a los Capítulos de la tesis	144

Acrónimos y siglas

ADS	Análisis determinista de seguridad
APS	Análisis probabilista de seguridad
ASAP	Adjoint Sensitivity Analysis Procedure / Procedimiento de análisis de sensibilidad adjunta
BE	Best Estimate
BEPU	Best Estimate Plus Uncertainty
BWR	Boiling Water Reactor / Reactor de agua en ebullición
CCNN	Centrales nucleares
CC	Índice de conservadurismo
CD	Desviación típica de la cobertura
CHF	Critical Heat Flux / Flujo crítico de calor
CM	Cobertura media
CS	Criterio de seguridad
CSAU	Code, Scaling, Applicability and Uncertainty
CSN	Consejo de Seguridad Nuclear
CV	Coeficiente de variación de la cobertura
DBA	Design Basis Accident / Accidente base de diseño
DBC	Design Basis Condition / Condición base de diseño
DEC	Design Extended Condition / Condición extendida de diseño
DNB	Departure from Nucleate Boiling / Límite de ebullición nucleada
EBEPU	Extended BEPU
ECCS	Emergency Core Coolant Systems / Sistemas de refrigeración del núcleo de emergencia
ECG	Elemento de combustible gastado

ECM	Error cuadrático medio
FOM	Figure of Merit / Figura de mérito
FSAP	Forward Sensitivity Analysis Procedure / Procedimiento de análisis de sensibilidad hacia adelante
F&B	Feed and Bleed
GAM	Generalized Additive Model / Modelo aditivo generalizado
GAMPE	GAM Plus error
GV	Generadores de Vapor
HPIS	High Pressure Injection System / Sistema de inyección de alta presión
IAEA	International Atomic Energy Agency
IE	Initiating Event / Suceso iniciador
IHI	Inyección a alta presión en modo inyección
IHR	Inyección de alta presión en modo recirculación
LBLOCA	Large Break Loss of Coolant Accident/ Accidente de pérdida de refrigerante a través de una rotura grande
LOCA	Loss of Coolant Accident / Accidente de pérdida de refrigerante a través de una rotura
LOFW	Loss of Feed Water / Pérdida del agua de alimentación
LPIS	Low Pressure Injection System / Sistema de inyección de baja presión
LWR	Light Water Reactor/ Reactor de agua ligera
MSIV	Main Steam Isolation Valve / Válvula de aislamiento del vapor
NEA	Nuclear Energy Agency / Agencia de la energía nuclear
NRC	Nuclear Regulatory Comission/ Comisión Reguladora Nuclear
OLP	Operación a largo plazo
PCT	Peak Clad Temperature / Temperatura máxima de vaina
PDF	Probability Density Function / Función de densidad de probabilidad
PIRT	Phenomena Identification Ranking Table

PORV	Pressure Operated Relieve Valve
PWR	Pressurized Water Reactor/ Reactor de agua a presión
RCS	Reactor Coolant System
RG	Regulatory Guide/ Guía reguladora
RPS*	Revisión periódica de seguridad
RPS	Reactor Protection System / Sistema de protección del reactor
RV	Relieve Valve / Válvula de alivio
SBLOCA	Small Break Loss of Coolant Accident/ Accidente de pérdida de refrigerante a través de una rotura pequeña
SCE	Suma cuadrada de los errores
SD	Steam Dump / Válvula de <i>bypass</i> de turbina al condensador
SG	Safety Guide / Guía de seguridad
SJC	Single Junction Component
STL	Standard Tolerance Level / Nivel de tolerancia estándar
SV _{ref}	Reference Safety Value / Valor de seguridad de referencia
SV	Safety Valve / Válvula de seguridad
TC	Trenes/Componentes
TH	Termo Hidráulico

Capítulo 1

Introducción

1.1 Motivación

En el año 2013, la Comisión Europea emitió el informe "Energy Technology and Innovation" (European Commission , 2013), donde se destacaba el papel de la energía nuclear para alcanzar los objetivos de política energética de la Unión Europea para el 2020. En este informe, y dentro del apartado referido al "Strategic Energy Technology (SET) Plan" se revisan 17 tecnologías y se destaca el papel a jugar por la energía nuclear de fisión en el futuro desarrollo energético sostenible en Europa. Para ello, se incide en que se deben satisfacer dos necesidades básicas del sector nuclear: en primer lugar, incrementar los recursos para investigar sobre el desarrollo de las centrales de generación cuatro, y en segundo lugar potenciar el esfuerzo de investigación en la sostenibilidad de la tecnología nuclear, incluyendo el aumento de la seguridad de las centrales actuales de segunda y tercera generación con tecnología de reactores de agua ligera (Light Water Reactor LWR).

Por tanto, desde la Comisión Europea se incluye la energía nuclear entre las tecnologías más relevantes para cumplir los objetivos para el año 2020 y posteriores. Concretamente, para el horizonte 2020 se sitúa como objetivo mantener la competitividad de las tecnologías de fisión mediante la investigación y el desarrollo tecnológico necesario que permita la operación segura de los reactores nucleares actuales (2ª y 3ª generación) a la vista de su posible Operación a Largo Plazo (OLP).

Cabe destacar que en el parque nuclear español (2ª generación), gran parte de las centrales nucleares (CCNN) estarán cerca de alcanzar los 40 años de operación; es decir, en el año 2020 ya habrán alcanzado el fin de la vida en el diseño inicial y deberán enfrentarse a una Revisión Periódica de Seguridad (RPS). Las RPS se realizan normalmente cada 10 años, pero también se están requiriendo en el proceso de renovación de las autorizaciones de explotación de las centrales nucleares.

Las RPS tienen la finalidad de complementar la evaluación continua de la seguridad nuclear de las centrales nucleares, proporcionando una visión global e integradora de los diferentes aspectos de la seguridad nuclear de las mismas. Entre los objetivos de las RPS, según la guía de seguridad 1.10 redactada por el Consejo de Seguridad Nuclear (CSN) (CSN, 2008) se encuentran los siguientes:

- Analizar el comportamiento de la instalación en los diferentes aspectos de la seguridad nuclear en un periodo de tiempo suficientemente largo como para identificar tendencias.
- Comprobar la adecuación de la sistemática empleada en la realización de los análisis de los diferentes aspectos de la seguridad nuclear de la instalación documentados en los informes periódicos.
- Identificar la posible existencia de efectos acumulativos que pudieran afectar negativamente a la seguridad nuclear de la instalación.
- Analizar la situación de la instalación respecto a la normativa internacional y la normativa del país de origen del proyecto.
- Analizar la situación de la instalación frente a los avances tecnológicos que pudieran haber tenido lugar durante el periodo de tiempo comprendido por la revisión.

Teniendo en cuenta los objetivos de las RPS, la mayoría de las centrales están optando por actualizar sus estudios de análisis probabilistas de seguridad (APS) y análisis determinista de seguridad (ADS). Estos estudios se están adaptando a las tendencias actuales, donde se revisan los análisis de los accidentes base de diseño, renovando los criterios de seguridad teniendo en cuenta el efecto de las incertidumbres en su cuantificación.

En lo relativo al ADS, en diciembre del 2009, la Agencia Internacional de la Energía Atómica (IAEA por sus siglas en inglés) emitió la guía “Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants. *Specific Safety Guide No.SSG-2*” (IAEA, 2009). En esta guía se plantean cuatro opciones para realizar los ADS. Las diferentes opciones, dependiendo del nivel de conservadurismo asociado a las suposiciones sobre el tipo de cálculo computacional, la disponibilidad de sistemas y las condiciones iniciales y de contorno se muestran en la Tabla 1.1.

Tabla 1.1. Opciones para realizar análisis determinista de seguridad según la guía SSG-2

Opción	Código computacional	Suposiciones sobre la disponibilidad de sistemas	Condiciones iniciales y de contorno
1. Conservador	Conservador	Conservador	Conservador
2. Combinada	Best Estimate	Conservador	Conservador
3. BEPU	Best Estimate	Conservador	Best Estimate; parcialmente condiciones más desfavorables
4. Realista (EBEPU)	Best Estimate	Best Estimate	Best Estimate

Las opciones 1 y 2 son conservadoras y se utilizan desde la aparición de los primeros diseños de centrales nucleares. A día de hoy se siguen utilizando todavía en la fase de diseño y de licenciamiento de las centrales. Sin embargo, desde hace algunos años, la tendencia ha sido dirigirse hacia modelos de simulación más realistas, por lo que muchos países están empleando la opción 3. Esta opción consiste en el uso de códigos Best Estimate (BE) junto con el tratamiento de incertidumbres que se introducen en el proceso de análisis, dando lugar a la metodología conocida como Best Estimate Plus Uncertainty (BEPU). La metodología BEPU ha experimentado un gran desarrollo durante los últimos años y muchos organismos reguladores aceptan los diferentes métodos de análisis de sensibilidad e incertidumbre desarrollados dentro de la metodología BEPU. Por último, la opción 4 recomienda integrar los fundamentos sobre disponibilidad de sistemas, que son más propios de los APS dentro del ADS, dando lugar a las metodologías conocidas como: “Extended Best Estimate Plus Uncertainty” (EBEPU). Es esta opción 4 la que busca unos resultados más realistas, y a la que los nuevos estudios de seguridad de las CCNN deberían aspirar.

1.2 Antecedentes

Los estudios de seguridad de CCNN se desarrollan, normalmente, con la realización de estudios probabilistas y deterministas de diferentes situaciones de la planta. De este modo el APS identifica las secuencias más probables y el estudio probabilístico de la disponibilidad de los sistemas de seguridad, caracterizando los distintos iniciadores mediante árboles de eventos. Por otra parte, los análisis deterministas proporcionan una visión detallada de la evolución de la planta donde normalmente los sistemas de seguridad que actúan durante el accidente están prefijados de antemano.

Tradicionalmente, estos estudios se han realizado por separado. Sin embargo, durante los últimos años, desde los organismos reguladores tanto en España como en otros países como Estados Unidos, se ha instrumentado un nuevo marco regulador donde se potencia el uso conjunto de ambos análisis dentro de un proceso de toma de decisiones para la mejora de la seguridad de operación de las centrales.

El enfoque original utilizado para el diseño de los reactores nucleares o para la realización de análisis de seguridad fue asumir suposiciones muy conservadoras en el modelado para asegurar el cumplimiento de los márgenes de seguridad requeridos. Este enfoque conservador, que engloba las opciones 1 y 2 de la guía SSG2 (IAEA, 2009), significa que a cada parámetro que debe ser especificado para el análisis se le asigna el valor que tendrá un efecto más desfavorable sobre el criterio de aceptación que se está estudiando. Esta manera de abordar el análisis se introdujo para tener en cuenta las incertidumbres asociadas a los parámetros, la falta de conocimiento de determinados fenómenos físicos y valores de algunos de los parámetros que el código necesita, así como para simplificar el problema.

El razonamiento que sustenta este enfoque consiste en que, si con los valores “más conservadores” de los parámetros del modelo se cumplen los criterios de aceptación, con valores “menos conservadores” de esos parámetros también deberían cumplirse. Sin embargo, la regulación requería unos conservadurismos muy elevados que han demostrado ser excesivos- Además, esto debe ser demostrado para cada caso, ya que, debido a la interacción de los parámetros con los tarados de actuación de los sistemas de seguridad, puede darse que valores “menos conservadores” de los parámetros del modelo lleven a la planta a una situación peor en algunos casos. En el estudio de un LOCA (Loss of Coolant Accident) intermedio, por ejemplo, es posible que un tamaño de la rotura menor y a priori “menos conservador”, mantenga la presión por encima del punto de tarado de la mayoría de los sistemas de seguridad, y por tanto origine un transitorio más perjudicial para la planta. Así pues, desde diferentes organismos se propuso distanciarse de las evaluaciones excesivamente conservadoras y los cálculos BE se convirtieron en una alternativa aceptable.

Los inicios de la aceptación por los organismos reguladores de las técnicas BE para los procesos de licenciamiento se remontan a finales de los años 80. En 1989, el organismo regulador de los Estados Unidos, la United States Nuclear Regulatory Commission (USNRC) revisó las normas de licenciamiento para los sistemas de refrigeración del núcleo de emergencia (ECCS, por sus siglas en inglés), permitiendo la utilización de códigos computacionales BE, como RELAP o TRAC (USNRC, 1989a). El uso de códigos BE requería una evaluación cuantitativa de las incertidumbres en los cálculos termohidráulicos en los procesos regulatorios y de licenciamiento. De este modo, para apoyar estos cambios en el licenciamiento, la USNRC desarrolló una metodología para demostrar las capacidades del enfoque BEPU: la denominada metodología CSAU (Code Scaling, Applicability, and Uncertainty). Esta metodología propuesta por el USNRC se aplicó para el escenario de una rotura grande (LBLOCA, por sus siglas en inglés). (USNRC, 1989b).

Por otro lado, en el año 1998 la USNRC publicó las guías reguladoras RG 1.174 y RG 1.177 en las que marcaba las directrices a seguir para la aprobación de cualquier cambio sobre las bases de diseño que se quisiera aplicar en la central teniendo en cuenta la información en el riesgo (USNRC, 1998a; USNRC, 1998b). En la Figura 1.1 se muestra un esquema de los principios descritos en la guía reguladora para la toma de decisiones integrada basada en la información en el riesgo.

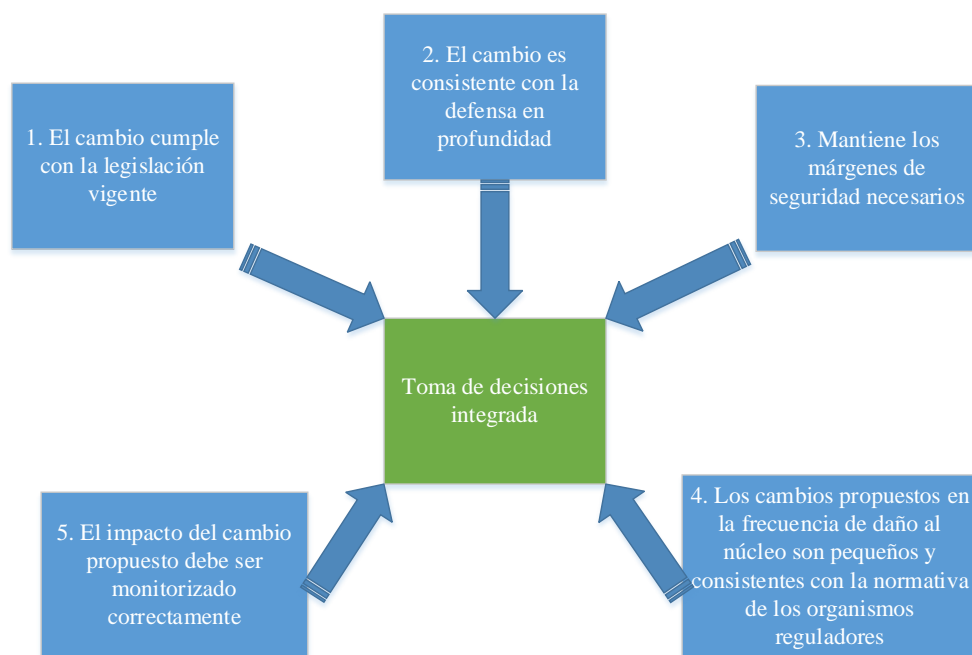


Figura 1.1. Principios de la toma de decisión integrada basada en la información en el riesgo

Estas guías han sufrido diversas revisiones, siendo las más recientes las producidas en 2011, donde se actualizan algunos de los procesos a aplicar para la solicitud del cambio de diseño (USNRC, 2011a; USNRC, 2011b). Estas guías reguladoras han tenido su traslación a los diferentes organismos nacionales, y en España fue recogida esta filosofía de la inclusión de la información en el riesgo en la guía de seguridad 1.14 redactada por el CSN (CSN, 2007).

Ante este nuevo marco regulador, la IAEA redactó la guía SSG2 (IAEA, 2009), que ya ha sido presentada en el apartado de la motivación de la tesis. En esta guía se listan 4 opciones para realizar el ADS. Las opciones 1 y 2 utilizan hipótesis conservadoras en la modelación y la simulación de los escenarios y quedan fuera del estudio de esta tesis.

La opción 3, consistente en el uso de códigos BE junto con el análisis de incertidumbres, será estudiada en profundidad en este trabajo y se proporcionaran diversos casos de aplicación. Es importante hacer notar que los estudios BEPU "eliminan" el conservadurismo de la modelación y simulación, pero no el que va implícito en la delineación del accidente base de diseño.

Por último, la opción 4 es la opción más realista, aunque la mayoría de estudios y propuestas están todavía en una fase preliminar. La revisión 1 de la citada guía SSG2 (IAEA, 2009), que se encuentra en fase de borrador (IAEA, 2016), muestra ejemplos de posible aplicación de las diferentes opciones según los tipos de escenarios accidentales considerados.

1.3 Objetivos y organización del trabajo

El objetivo final de la Tesis Doctoral consiste en el desarrollo y validación de aportaciones metodológicas para la realización de los estudios de seguridad de centrales nucleares actuales de tipo LWR mediante métodos BEPU, que se sustenten en los principios y permitan alcanzar las metas establecidas en las opciones 3 y 4 de la última revisión de la guía SSG-2 (IAEA, 2016). Para llevar a cabo este objetivo, primero se ha realizado un análisis de las diferentes metodologías BEPU existentes incluidas en la opción 3 de la guía SSG-2 y se ha realizado su aplicación y propuestas de mejora para el ADS en diferentes transitorios de estudio. Finalmente, se propone una nueva metodología, extensión de la metodología BEPU, que se enmarca dentro de la opción 4 de la citada guía dentro de las denominadas metodologías EBEPU.

En particular, para la consecución del objetivo general, se proponen los siguientes objetivos específicos:

- Recopilar las principales técnicas empleadas en el análisis de incertidumbres de los estudios BEPU.
- Modelar correctamente los escenarios y transitorios sobre los cuales se va a realizar el estudio BEPU con un código TH.
- Efectuar un método de cribado de las variables de entrada del problema para poder aplicar el uso de metamodelos en el análisis de incertidumbres.
- Comparar los resultados de las distintas técnicas empleadas en el análisis de incertidumbres con las métricas de rendimiento.
- Proponer una metodología EBEPU en la cual vienen integradas suposiciones sobre las configuraciones de los sistemas de seguridad según sus disponibilidades (capítulo 7).
- Proveer de casos de estudio prácticos donde se aplican los objetivos anteriormente descritos.

El presente documento de la Tesis se ha dividido en nueve capítulos, incluyendo este primero de introducción y el último de referencias bibliográficas utilizadas en la realización de la misma.

El segundo capítulo corresponde al “Estado del arte”, donde primero se presentan algunos de los conceptos más importantes del ADS convencional; posteriormente, se desarrolla una revisión bibliográfica de las principales metodologías de tipo BEPU, muchas de las cuales ya están consolidadas; por último, se listan algunas de las propuestas de metodología EBEPU más relevantes.

El tercer capítulo, corresponde a la “Metodología”, y se divide en dos apartados. En el primer apartado se presentan las distintas técnicas, modelos y métodos utilizados en la aplicación de la metodología BEPU. Concretamente, se describe el diseño de experimentos de Plackett-Burman, el cual se utiliza para seleccionar los parámetros de entrada más importantes; el método de Wilks y otros métodos no paramétricos, que se utilizan para caracterizar la(s) variable(s) de seguridad de salida o figuras de mérito (FOM, por sus siglas en inglés); los metamodelos, que actúan como sustitución más económica computacionalmente al código termohidráulico; y las métricas de rendimiento, que servirán para comparar las bondades de los diferentes métodos empleados en el análisis de las incertidumbres. En el segundo apartado del capítulo, se describen las peculiaridades de la metodología EBEPU sobre la caracterización y el muestreo de las diferentes configuraciones del transitorio dependiendo de la disponibilidad de los sistemas de seguridad.

En los capítulos cuarto, quinto y sexto se presentan los casos de aplicación de la metodología BEPU. Concretamente, en el cuarto capítulo se presenta el desarrollo de la metodología en un transitorio de tipo LBLOCA en una de las ramas frías de una central de tipo PWR de 4 lazos.

En el quinto capítulo se realiza el estudio BEPU en la instalación experimental PKL de un transitorio de tipo pérdida pequeña de refrigerante (SBLOCA, por sus siglas en inglés) en una de las ramas calientes de la instalación experimental PKL. En este caso de aplicación se dispone de los datos del experimento realizado en la instalación.

En el sexto capítulo, se aplica la metodología BEPU al estudio de una piscina que alberga los elementos de combustible gastado (ECG) de la central nuclear, ante un transitorio de pérdida de refrigeración y pérdida de refrigerante, de la cual se tienen medidas experimentales de las temperaturas en su interior en estado estacionario. En este caso de aplicación se ha desarrollado el modelo de la piscina de ECG con el código TRACE utilizando un componente VESSEL 3D en coordenadas cartesianas y el uso del modelo de transmisión de calor por radiación.

En el séptimo capítulo, se presenta la propuesta de una metodología extendida (EBEPU) y su aplicación en un caso de estudio, que en este caso es la pérdida de agua de alimentación principal (LOFW, por sus siglas en inglés) en una central de tipo PWR de 3 lazos.

Por último, en el octavo capítulo se presentan las conclusiones más relevantes que se han alcanzado como respuesta a los objetivos previstos en esta tesis, partiendo de las ideas centrales que motivaron la tesis hasta ir detallando los objetivos concretos que se han cubierto a lo largo del trabajo realizado. Asimismo, en este capítulo también se establecen las líneas futuras de investigación que sería posible acometer a partir de los resultados de esta tesis. Finalmente, se listan las principales aportaciones en forma de publicaciones científicas derivadas del trabajo de la elaboración de esta Tesis.

Para finalizar, es importante destacar que el trabajo que se realiza en esta tesis doctoral se enmarca dentro de la beca de Formación de Personal Investigador (FPI)-Subprograma1 de la convocatoria de 2012 auspiciada dentro del Programa de Ayudas de Investigación y Desarrollo (PAID) de la Universitat Politècnica de València.

Capítulo 2

Estado del arte

El trabajo de investigación de la tesis se desarrolla en el contexto de la metodología BEPU, y su extensión EBEP, con aplicación al análisis determinista de seguridad. En los principios fundacionales de la metodología BEPU se reconoce que el desarrollo de modelos “Best Estimate” está sujeto a incertidumbres que hay que considerar en el análisis de seguridad.

2.1 Tipos de incertidumbre

Existen dos tipos de incertidumbres que, debido a su distinta naturaleza, deben ser tratados de forma diferente cuando se crean modelos de sistemas complejos. Son las denominadas incertidumbre aleatoria e incertidumbre epistémica. La incertidumbre aleatoria es la incertidumbre caracterizada por el valor que pueden tener diferentes variables o sistemas de un modo estocástico, y que por tanto se puede describir utilizando modelos probabilistas. Por otra parte, la incertidumbre epistémica es la incertidumbre asociada con la confianza en las predicciones del modelo en sí mismo, y refleja los errores que representa el modelo respecto a la realidad. Es decir, es la incertidumbre asociada a falta de información e ignorancia.

Dentro de la incertidumbre epistémica, podemos encontrar tres categorías: la asociada a los parámetros, la asociada al modelo, y la incertidumbre de completitud.

La incertidumbre asociada a los parámetros es la incertidumbre asociada a la posible incorrección a la hora de caracterizar las distribuciones probabilistas de los parámetros de estudio.

La incertidumbre del modelo es la incertidumbre debida a la utilización de unos modelos físicos o de caracterización de algún evento. En algunos casos, el estado del arte no está suficientemente avanzado, los modelos son incompletos y se asumen diferentes suposiciones, las cuales aumentan las incertidumbres del modelo.

Por último, existe la llamada incertidumbre de completitud. La completitud no es en sí misma una incertidumbre, sino que refleja las limitaciones que se tienen al trabajar con sistemas complejos, donde se puede haber dejado fuera de consideración algunas causas que contribuyen a la incertidumbre del sistema, y por tanto afectan a su completitud. Esta incertidumbre es especialmente difícil de estimar, ya que precisamente es la incertidumbre debida a las causas que no son analizadas.

2.2 Métodos de análisis de sensibilidad e incertidumbre

El análisis de sensibilidad permite determinar los factores que más contribuyen a la variación de los datos de salida, de forma que se pueda conocer qué resultados son menos estables en el modelo y, por tanto, dónde hay que seguir investigando para eliminar la incertidumbre. El propósito del análisis de sensibilidad consiste en determinar las relaciones entre la incertidumbre de las variables usadas en el análisis y la incertidumbre de las variables dependientes resultantes.

El concepto análisis de incertidumbre no siempre está definido consistentemente por los autores en el campo de la seguridad nuclear. Concretamente, algunas veces se produce una confusión con el análisis de sensibilidad. La mayoría de los autores clasifican el análisis de incertidumbre como la cuantificación de la cantidad de imprecisión presente en los parámetros de salida de interés, mientras que el análisis de sensibilidad está referido a la dependencia o sensibilidad de una salida con cada uno de los parámetros de entrada (Argonne National Laboratory, 2008). Si bien, una vez conocida cada una de estas sensibilidades, pueden ser combinadas para evaluar la incertidumbre en el parámetro de la salida, con lo cual se estaría produciendo un análisis de sensibilidad e incertidumbre.

La mayoría de los métodos para realizar un análisis de incertidumbre utilizan la propagación de las incertidumbres de los parámetros de entrada hacia los parámetros de salida. Estos métodos se dividen en dos categorías: métodos estadísticos y métodos deterministas. Además, también existe un método adicional, que está basado en la evaluación exclusivamente de las incertidumbres de la salida.

Los métodos estadísticos suelen caracterizar las incertidumbres en los parámetros de salida estimando valores estadísticos de las variables de salida tales como la media, la desviación típica o algún percentil de interés antes de evaluar, si procede, cualquier análisis de sensibilidad sobre los parámetros de entrada. En cambio, los métodos deterministas primero realizan un análisis de cómo influye en la variable de salida de interés cada una de las variables de entrada, para después combinar cada una de estas "sensibilidades" y caracterizar la incertidumbre del parámetro de salida. Los métodos deterministas calculan las derivadas parciales de la respuesta de una salida respecto a cada parámetro de entrada de interés. Así pues, estas derivadas parciales locales son las sensibilidades locales de la respuesta. (Ionescu-Bujor & Cacuci, 2004).

Los métodos estadísticos y los deterministas comparten algunas características comunes. Ambos propagan las incertidumbres desde las entradas hasta las salidas. Además, en ambos métodos es necesario definir el rango de incertidumbre y una función de distribución para cada uno de los parámetros de entrada incluidos en el estudio.

Sin embargo, existen también ciertas diferencias significativas entre los métodos estadísticos y los métodos deterministas. Los métodos estadísticos únicamente asignan incertidumbre a un número limitado de parámetros de entrada, por lo que se suele aplicar algún tipo de método estadístico, como un diseño de experimentos, para determinar los parámetros de entrada más apropiados sobre los cuales se va a aplicar el análisis de las incertidumbres. Por el contrario, en los métodos deterministas se establece un estudio de sensibilidad para todos los parámetros de entrada; de hecho, una de las aplicaciones de los métodos deterministas es identificar cuáles de los parámetros de entrada tienen más influencia en los parámetros de salida, y puede servir para después aplicar un método estadístico del análisis de las incertidumbres.

También es importante apuntar que en muchas ocasiones el número de parámetros de entrada incluido en el análisis viene delimitado por la capacidad que tengamos de poder definir correctamente la función de distribución de la incertidumbre asociada a dicho parámetro.

Los métodos deterministas se suelen utilizar para encontrar sensibilidades locales de las salidas con un cierto parámetro de entrada. Los dos métodos deterministas más importantes en el análisis de seguridad nuclear son el procedimiento de análisis de sensibilidad hacia adelante (FSAP, por sus siglas en inglés) y el procedimiento de análisis de sensibilidad adjunta (ASAP, por sus siglas en inglés). Ambos métodos calculan las sensibilidades locales para cada parámetro de entrada por separado y luego las integran para determinar la incertidumbre en la salida. Sin embargo, estas técnicas tienen un coste computacional muy elevado.

Los métodos estadísticos, por su parte, son los métodos más utilizados para la realización de estudios de sensibilidad e incertidumbre, y en los estudios realizados en esta tesis doctoral se ha optado por emplear métodos estadísticos en el estudio de los análisis BEPU. Los podemos clasificar a su vez en los métodos descritos en los siguientes subapartados (Argonne National Laboratory, 2008).

2.2.1 Los métodos estadísticos I: Muestreo y propagación de incertidumbres

El muestreo y la propagación de las incertidumbres es uno de los métodos más básico, y a su vez más robusto, para realizar el análisis de incertidumbres.

Según este método, en primer lugar, se identifican los parámetros de entrada sobre los cuales se les va a aplicar la incertidumbre y se define una función de densidad de probabilidad (PDF, por sus siglas en inglés) para cada uno de ellos. Idealmente, las PDF se definirían a través de medidas experimentales, pero muchas veces estas medidas no están completas o no están disponibles, por lo que únicamente se tiene un rango de incertidumbre. En estos casos, es práctica común asignar una distribución uniforme en el rango de incertidumbre (Chojnacki, Mercat-Rommens, & Baudrit, 2005b). En los casos en los que no existen datos experimentales, es necesario recurrir al juicio de expertos para estimar el rango de incertidumbre. En cuanto a la información sobre la interdependencia de los parámetros de entrada, debe de utilizarse cuando se conozca, pero normalmente no se dispone de mucha información sobre las dependencias de los parámetros de entrada y estos pasan a tratarse como variables independientes (Chojnacki, Mercat-Rommens, & Baudrit, 2005b).

Una vez identificados todos los parámetros de entrada y definidas sus funciones de distribución correspondientes, se muestrean Z veces. Con estos valores se ejecuta el código, utilizando para cada simulación una de las Z combinaciones de parámetros de entrada muestreados. Con estas Z simulaciones obtenemos una muestra de Z salidas de interés de nuestro transitorio, sobre las cuales se pueden hallar diferentes parámetros estadísticos, tales como la media o la desviación típica (Chojnacki & Benoist, 2005a).

Entre las distintas técnicas de muestreo podemos encontrar las siguientes:

- Muestreo aleatorio simple: esta es la técnica de muestreo más simple en la que cada muestra es generada independientemente para cada parámetro de entrada de acuerdo con su PDF. Ya que es puramente aleatorio, se le pueden aplicar métodos de estimación estadística para estimar la distribución de los parámetros de salida (media, desviación típica, etc.). La mayor desventaja es que esta técnica normalmente requiere un tamaño de muestra bastante elevado, y por tanto de simulaciones del código termohidráulico para que la varianza sea suficientemente pequeña, y esto puede tener un coste computacional elevado (Chojnacki & Benoist, 2005a).

- Muestreo estratificado: con esta técnica (Iman & Conover, 1982) la distribución de probabilidad de cada parámetro de entrada se divide en N estratos o intervalos, de igual probabilidad marginal. Con esta técnica se consigue que la muestra quede distribuida en todo el rango de incertidumbre de cada parámetro.

- Muestreo hipercubo latino: Esta técnica (Iman & Conover, 1982), (Helton, Davis, & Johnson, 2005) es una mejora del muestreo estratificado. Se siguen los siguientes pasos:

1. Se divide la distribución de probabilidad $F(x)$ de cada parámetro en N intervalos.
2. Se genera un número aleatorio que corresponde a un determinado intervalo de la distribución.
3. Se genera un segundo número aleatorio para determinar el punto preciso del muestreo dentro de ese intervalo.
4. Se calcula el valor de x correspondiente a la Función Inversa $G(F(x))$.
5. Se repite el proceso en la segunda iteración, pero descartando el segmento ya muestreado.
6. Se repite el proceso hasta completar el número de iteraciones de la muestra.

Normalmente, para un mismo tamaño de muestra (número de simulaciones), con un muestreo hipercubo latino se consiguen resultados más precisos de la PDF de la salida que con el muestreo aleatorio simple.

El tamaño de muestra necesario ha de ser escogido confrontando dos criterios: por una parte, ha de ser lo suficientemente grande como para garantizar que la(s) salida(s) pueda ser caracterizada con buenos estadísticos; por otra parte, debe ser lo más pequeño posible, para que el estudio sea abordable desde el punto de vista del coste computacional.

Esto se realiza desde el enfoque paramétrico, donde el tamaño de muestra depende del número de parámetros de entrada, con lo que se pueden llegar a requerir tamaños de muestra y por tanto número de simulaciones con el código termohidráulico muy elevados.

Cuando se opta por este enfoque y realizamos un muestreo aleatorio simple, estamos utilizando el método de Monte Carlo, que como ya se ha dicho, tiene en el coste computacional su principal desventaja.

En cambio, se puede utilizar un enfoque no paramétrico, donde se puede reducir sustancialmente el tamaño de la muestra necesaria y, por tanto, el número de simulaciones.

El criterio para establecer el número de muestras requerido para asegurar un intervalo de tolerancia determinado en el enfoque no paramétrico viene dado por el método de Wilks (Wilks, 1941), el cual fue extendido para el caso de más de una salida (variable dependiente) por Wald (Wald, 1943). Los detalles del método de Wilks se explican en el Capítulo 3.

2.2.2 Los métodos estadísticos II: Modelos anidados o metamodelos

Otra de las técnicas más utilizadas dentro de los métodos estadísticos es la de sustituir el código termohidráulico por un modelo reducido, que puede relacionar las entradas con la salida con un coste computacional mucho menor. Los metamodelos pueden ser una simplificación del código, manteniendo un sentido físico o, más habitualmente, un artificio exclusivamente numérico para relacionar las salidas con las entradas.

Normalmente, el metamodelo no sustituye por completo al código de simulación BE ya que este se focaliza habitualmente en un parámetro de salida del código, que está relacionado con una variable de seguridad que se supone de interés para el análisis determinista de seguridad.

Existen infinidad de metamodelos, y en el ámbito del estudio de seguridad nuclear se han empleado muchos de ellos. En el capítulo 3 explicaremos en detalle los metamodelos que se han utilizado en los estudios BEPU de esta tesis doctoral. Una vez se tiene el metamodelo, se puede realizar un estudio de tipo Monte Carlo, con un coste computacional mucho menor.

2.3 Análisis determinista de seguridad con metodología BEPU

Como ya se ha presentado en la introducción, la opción 3 para llevar a cabo el análisis determinista de seguridad, conocida como metodología BEPU, utiliza resultados de códigos “Best Estimate”, por lo que se requiere tener en cuenta el efecto de las incertidumbres sobre estos resultados.

En la aplicación de la metodología BEPU, una práctica comúnmente aceptada consiste en que en el análisis de incertidumbres del comportamiento de las variables de seguridad en relación con los criterios de seguridad sea suficiente con demostrar estadísticamente que se cumplen los márgenes de seguridad con un 95% de probabilidad para el 95% de los casos.

Este criterio se conoce como el nivel estándar de tolerancia 95/95 (STL 95/95, por sus siglas en inglés), y se utiliza para evaluar las variables tomadas como referencia, es decir las FOM, respecto al límite de seguridad.

La aceptación de esta metodología BEPU por los organismos reguladores ha generado un gran impulso en el desarrollo de diferentes herramientas y un auge en el diseño de modelos BE. Por ejemplo, la mayoría de los organismos reguladores suelen exigir dicho STL 95/95 (USNRC, 1989a; USNRC, 2007), por lo que no es de extrañar que con este enfoque se hayan llevado a cabo numerosos estudios y proyectos de investigación (Pourgol-Mohamad, Modarres, & Mosleh, 2009b), (Perez, et al., 2011), (D'Auria, 1998), (Chojnacki & Benoist, 2005a). Algunos de los factores más importantes que justifican la tendencia de utilizar metodología BEPU (Petruzzi, D'Auria, Giannotti, & Ivanov, 2005) son:

- Cálculo más realista de los márgenes de seguridad de la planta para su licenciamiento.
- Mejoras en las respuestas de emergencia ya que dichas respuestas pueden basarse en suposiciones más realistas.
- Identificación de los parámetros que producen un mayor impacto en la incertidumbre de la salida, lo cual sirve de guía para el desarrollo de futuros modelos y/o experimentos.

Mientras que sí que existe un acuerdo general entre las diferencias entre los modelos conservativos y los modelos BE, no existe una metodología única para identificar y cuantificar el efecto de las incertidumbres en los análisis de seguridad. Los rangos de variación y las variables sobre las cuales se va a considerar incertidumbre que se tienen en cuenta en los análisis de seguridad son fuertemente dependientes del analista que los realiza, pero se pueden dividir principalmente, según la referencia (Argonne National Laboratory, 2008), en:

- Incertidumbres del modelo, entre las que se encuentran las suposiciones y simplificaciones, opciones de modelado etc.
- Incertidumbres en los resultados experimentales, incluyendo incertidumbres en las librerías de datos, de la propia instrumentación utilizada para medir los resultados experimentales, etc.
- Incertidumbre en los datos de planta, donde hay que volver a tener en cuenta los errores en la instrumentación empleada para la medición de los diferentes parámetros, la imposibilidad de medir alguna variable y las variaciones en las condiciones de operación del reactor.
- Incertidumbre en la simulación, donde se pueden incluir las aproximaciones y simplificaciones utilizadas para simular la geometría de la instalación, el tamaño de la nodalización y la posible falta de conocimiento de las condiciones iniciales y de contorno.

- Fiabilidad humana, donde aparece el efecto del usuario a la hora de implementar el modelo de la central para introducir las condiciones del transitorio, etc.

Cabe destacar que en los últimos años están apareciendo muchos trabajos que intentan integrar parte de la metodología de los distintos métodos dentro de los análisis BEPU dando lugar a nuevos enfoques. Por ejemplo, los fundamentos de muchos de ellos se revisan en (Pourgol-Mohammad, 2009a). El autor hace una clasificación de los diferentes estudios realizados y metodologías propuestas, incluyendo una metodología propia, que denomina IMTHUA (“Integrated Methodology for Thermal-Hydraulics Uncertainty Analysis”) (Pourgol-Mohamad, Modarres, & Mosleh, 2009b). La clasificación la realiza atendiendo a si el tratamiento de las incertidumbres está enfocado en los parámetros de entrada, y cita las metodologías CSAU (USNRC, 1989b), GRS (Glaeser, 1998), ASTRUM (Frepoli, 2008); o a si más bien se centran en los parámetros de salida, como en la metodología UMAE (D’Auria, 1998).

Una de las bondades de la metodología IMTHUA propuesta es que el tratamiento de incertidumbres está orientado tanto a las entradas como a la salida, ya que después de una primera fase donde se evalúan y propagan las incertidumbres desde las entradas hasta la salida, le sigue una segunda fase donde se incorporan las evidencias obtenidas de los resultados para ajustar las incertidumbres de la primera fase.

En (D’Auria, Camargo, & Mazzantini, 2012) se presenta una metodología sistemática para realizar un análisis BEPU para el licenciamiento de reactores nucleares. Según los autores, los principales puntos que se deben cumplir para conseguir un correcto estudio BEPU son la disponibilidad de herramientas de computación cualificadas, incluyendo un apropiado tratamiento de las incertidumbres; la calidad demostrable de los resultados de los cálculos realizados; y el cumplimiento de los requisitos establecidos por las autoridades reguladoras.

En (Wilsom, 2013) se presenta una revisión histórica de los diferentes hitos que se han ido alcanzando en el licenciamiento y la regulación de la metodología BEPU. Además se explican los diferentes estudios que se han llevado a cabo con la metodología CSAU (USNRC, 1989b) y los adelantos que se han introducido en dicha metodología desde su creación. Además, se hace especial énfasis en la importancia de la realización de un PIRT (Phenomena Identification Ranking Table) para la correcta caracterización de las incertidumbres asociadas a los parámetros de entrada. Incidiremos sobre este tema en el Capítulo 3 de esta tesis doctoral.

En (Unal, 2011) se propone una metodología para la validación de los análisis realizados mediante el enfoque BEPU. Principalmente, se trata de validar las capacidades de modelado y simulación (M&S) de los códigos BE. Para ello propone una modificación en el PIRT, el cual denomina QPIRT (PIRT cuantificado), en el cual apunta que los fenómenos físicos queden definidos mediante números adimensionales, y lo integra en la metodología para poder comparar las simulaciones realizadas con códigos TH BE con los tests o experimentos realizados en instalaciones experimentales.

También se han realizado diferentes programas de “benchmark” entre diversos grupos de investigación para el desarrollo y comprobación de los resultados obtenidos de aplicar diferentes aproximaciones en el contexto de la metodología BEPU.

Entre los programas llevados a cabo, cabe destacar el programa BEMUSE, en el que diferentes instituciones llevaron a cabo el análisis de un LBLOCA para la CN de Zion con diferentes programas termohidráulicos y bajo diferentes suposiciones para después comparar los resultados. Las principales conclusiones del programa BEMUSE y las recomendaciones que se formulan para la realización de estudios BEPU se recogen en un artículo (Perez, et al., 2011). Entre ellas, se encuentran las siguientes recomendaciones:

- Número de simulaciones. Incrementar el número de simulaciones a alrededor de 150, para obtener estadísticos de orden 3 ó 4 basados en la fórmula de Wilks. Esta recomendación viene en mayor o menor medida debido a que en algunos grupos de investigación los valores que obtuvieron de la temperatura máxima de vaina (PCT, por sus siglas en inglés) estaban muy cercanos a los valores límite. Sin embargo, no debe ser adoptada para todos los estudios BEPU, especialmente en aquellos que tengan un coste computacional muy alto, ya que con 93 simulaciones se permite obtener el estadístico de orden 2 de la fórmula de Wilks, como veremos en el capítulo 3, y puede ser suficiente.

- Número de parámetros inciertos. Puesto que el método de Wilks no impone ningún límite en el número de parámetros inciertos, en principio hay que incluir todos los parámetros que sean necesarios para no dejar fuera del estudio ningún fenómeno relevante. También se indica que cuantos más parámetros inciertos se tengan, más simulaciones necesitaremos para hacer cualquier tipo de estudio de sensibilidad. Además, si se utiliza alguna otra técnica diferente a la fórmula de Wilks para caracterizar la salida, es posible que sí que se requiera un número de simulaciones cada vez mayor en función de cuánto vaya aumentando el número de parámetros inciertos, y por tanto se haya de aplicar algún tipo de filtrado para que el número de parámetros inciertos final se vea reducido.

- Selección de los parámetros inciertos. Se expone una lista de los parámetros más relevantes para el LBLOCA. Se recomienda escoger dichos parámetros para ese tipo de escenarios. Asimismo, se recomienda realizar estudios de sensibilidad para asegurar la bondad de los parámetros escogidos.

- Técnica de muestreo. Se recomienda el uso de muestreo aleatorio simple.

Posteriormente al programa BEMUSE, y partiendo del conocimiento adquirido, se realizó un segundo programa bajo el acrónimo PREMIUM ("Post-BEMUSE Reflood Model Input Uncertainty Methods") (NEA, 2015). En este estudio se realizó una propagación de incertidumbres de forma inversa al BEMUSE.

También se ha aplicado la metodología BEPU para realizar estudios de seguridad en reactores avanzados. Entre dichos estudios se pueden encontrar los trabajos realizados para el análisis de un LBLOCA (Queral, Montero-Mayorga, Gonzalez-Cadelo, & Jiménez, 2015) o de un SBLOCA (Montero-Mayorga, Queral, & J., 2015) en un AP1000.

Gracias a todos estos trabajos desarrollados, muchos organismos reguladores ya aceptan las diferentes metodologías BEPU.

2.4 Análisis determinista de seguridad con metodología EBEPU.

Hoy en día está creciendo el interés por integrar el APS con el ADS, en lo que se conoce como metodología integral de análisis de seguridad de CCNN. En (Zio, 2014) se propone una integración del APS y el ADS en una metodología denominada IDPSA ("Integrated Deterministic and Probabilistic Safety Assessment") con la inclusión de árboles de eventos dinámicos y la clasificación de secuencias similares dentro de un mismo iniciador.

Una alternativa a dicha integración consiste en utilizar parte de los resultados del APS e integrarlos en el ADS, constituyendo los fundamentos de la citada Opción 4, también conocida como metodología EBEPU (Extended-BEPU), para así obtener una comprensión mejor y más realista de la situación de la planta en el análisis de transitorios y accidentes.

El enfoque EBEPU está todavía en una fase de desarrollo preliminar y todavía no se han realizado muchos estudios bajo las premisas de la opción 4 de la SSG.2 (IAEA, 2009). Una de las propuestas más destacadas hasta la fecha, a partir de la cual se va a proponer una metodología EBEPU en esta Tesis, es la realizada por (Dusic, et al., 2014). En ella, se exponen con detalle los pasos a seguir por la metodología propuesta por los autores y se proporcionan algunos ejemplos de aplicación, desde el punto de vista teórico.

Otra de las propuestas destacadas es la realizada por (Martorell, Martorell, Martón, Sánchez, & Carlos, 2017), donde se proporcionan los fundamentos para integrar las suposiciones del APS, basadas en la disponibilidad de los sistemas de seguridad en la opción 4 de la guía SSG-2 (IAEA, 2009). Asimismo, se presenta su implementación en un caso de aplicación (un transitorio de tipo LOFW), donde se identifican las configuraciones de los sistemas de seguridad más relevantes y se evalúan sus probabilidades de ocurrencia.

Estos métodos, que utilizan la Opción 4, están previstos para poder aplicarse en evaluaciones de seguridad de condiciones de base de diseño (DBC, por sus siglas en inglés) de las centrales nucleares, entre los cuales se encuentran los incidentes operacionales previstos, también llamados DBC-2 (fallos de frecuencia moderada), y condiciones extendidas de diseño (DEC, por sus siglas en inglés), tanto con y sin degradación del combustible, los cuales también son conocidos como DEC-A y DEC-B respectivamente. En cambio, la Opción 4 no está pensada para accidentes base de diseño (DBA, por sus siglas en inglés), las cuales a su vez están divididas en DBC-3 (fallos infrecuentes) y DBC-4 (fallos limitativos), donde se propone que únicamente se adopten las Opciones 1,2 y 3. Para un análisis más exhaustivo, se recomienda ver la sección 2.15 en (IAEA, 2016).

En el Capítulo 3 se presenta una nueva aproximación desarrollada en el marco de trabajo de esta tesis que sigue los principios de la metodología EBEP.

Capítulo 3

Metodología

En este capítulo se presentan el conjunto de técnicas y métodos que conforman la metodología de esta tesis doctoral. Se han organizado en dos subapartados: metodología BEPU y metodología EBEP. Buena parte de los métodos descritos en la categoría BEPU son aplicables también a la metodología EBEP.

3.1 Metodología BEPU

Como presentación de la metodología BEPU, de manera general, podemos decir que esta consta de los pasos presentados en la Figura 3.1.

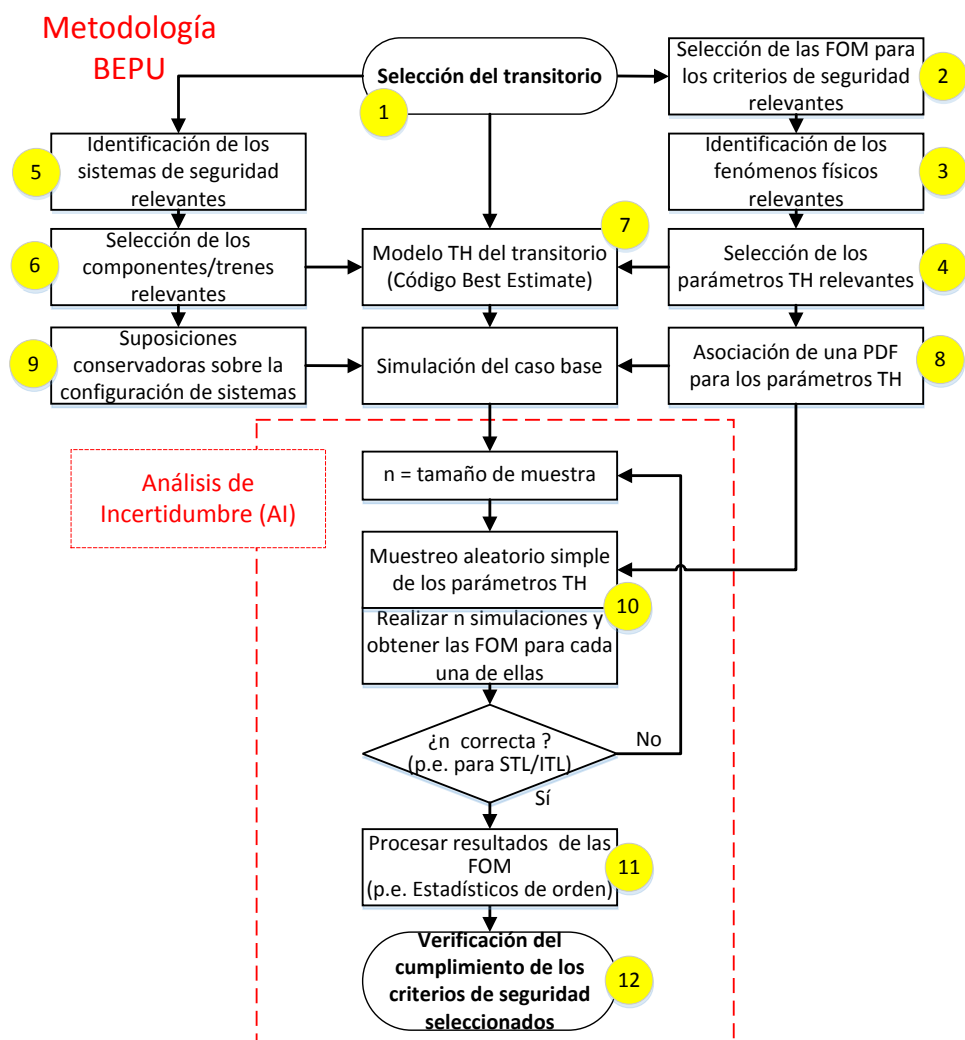


Figura 3.1. Esquema general de la metodología BEPU

3.1.1 Etapas BEPU

1. Selección del transitorio

La primera etapa en la metodología BEPU consiste en seleccionar el escenario accidental o transitorio sobre el cual se va a realizar el estudio. En esta etapa se recopilará la información disponible de interés: datos experimentales, otros estudios anteriores sobre el mismo tipo de secuencia accidental o de transitorios similares, etc.

2. Selección de las FOM para los criterios de seguridad relevantes

Una vez se tiene identificado el transitorio, se han de estudiar los criterios de seguridad que son de aplicación para dicho transitorio. Para ello, dentro del escenario accidental escogido, se debe asignar el suceso iniciador (IE, por sus siglas en inglés) a una de las clases o categorías posibles y establecer los criterios de aceptación fijados como condición limitante para dicha clase. La Tabla 3.1 muestra cuatro clases y los criterios de aceptación a nivel superior considerados en el SSG-2 y la Tabla 3.2 muestra ejemplos de clases y criterios de aceptación a nivel de detalle en el ANSI-N-18.2.

Tabla 3.1. Ejemplos clases y criterios a nivel superior en SSG-2 (IAEA, 2009).

Ocurrencia 1/(r-y)	Características	Estado de la planta	Terminología	Criterio de aceptación
10^{-2} -1 (Esperado durante la vida de la central)	Esperado	Incidente operacional previsto	Transitorios previstos, fallos frecuentes, incidentes de frecuencia moderada	Sin daño adicional en el combustible
10^{-4} - 10^{-2} (Probabilidad >1% de que ocurra durante la vida de la central)	Posible	Accidentes base de diseño	Incidentes poco frecuentes, fallos poco frecuentes, fallos limitativos, condiciones de emergencia	Sin ningún impacto radiológico, o fuera del área de exclusión.
10^{-6} - 10^{-4} (Probabilidad <1% de que ocurra durante la vida de la central)	Improbable	Accidentes más allá de base de diseño	Condición de fallo	Consecuencias radiológicas limitadas fuera del área de exclusión
< 10^{-6} (Muy poco probable que suceda)	Remoto	Accidentes severos	Condición de fallo	Necesidad de respuesta de emergencia

Tabla 3.2. Ejemplos clases y criterios a nivel detalle en ANSI-N-18.2 (ANSI, 1973).

Categoría	Frecuencia 1/(r-y)	Límites de integridad de las barreras	Límites de seguridad
Condición I	Operación Normal	Fallos locales en vaina Fatiga en las barreras de presión Aumento de fugas en contención	DNBR _{min} (típ. 1.17) P _{RCS} < Presión de diseño Cargas térmicas y mecánicas en contención
Condición II	< ~2	Fallos locales en vaina Fatiga en las barreras de presión Aumento de fugas en contención	DNBR _{min} (típ. 1.17) P _{RCS} < Presión de diseño Cargas térmicas y mecánicas en contención
Condición III	< 2.5 · 10 ⁻⁴	Daño limitado en vaina Fallos en la barrera de presión Aumento de fugas en contención	<5% de las barras de combustible con DNB P _{RCS} < 1.1 Presión de diseño Cargas térmicas y mecánicas en contención
Condición IV	< 2.5 · 10 ⁻⁴	Fragilización de vaina Formación de hidrógeno Enfriamiento a largo plazo Fallos en la barrera de presión Aumento de fugas en contención	Temperatura de vaina < 1477 K Oxidación < 17% P _{RCS} < 1.3 Presión de diseño Cargas térmicas y mecánicas en contención

En el documento "Acceptance criteria and related safety margins" desarrollado por el grupo de trabajo del CSNI Safety Margins Action Plan (SMAP) de la OECD NEA (NEA, 2005) se proporcionan además de los criterios de seguridad y sus correspondientes FOM una metodología para clasificarlos en categorías de acuerdo con los estados de la planta y el tipo de transitorio. Una vez que se ha identificado la categoría a la cual pertenece el transitorio de estudio, se debe proseguir con:

- 1) Establecer las variables de seguridad asociadas con cada Categoría y definirlas de manera inequívoca de manera que no haya dudas de interpretación.
- 2) Establecer los parámetros medibles relacionados con dichas variables de seguridad (las FOMs) y establecer los criterios y requisitos de medida (p.e. parámetro físico, instante temporal, etc.)
- 3) Establecer las condiciones límite de aceptación de las variables de seguridad y su relación con los parámetros físicos asociados, con especificación de los criterios de tolerancia/confianza aplicable en su caso.

En la Tabla 3.3 se presentan las FOMs más relevantes para todas las categorías y según la barrera radiológica implicada. Junto con las FOMs, se indican la variable de seguridad relacionada y el criterio de aceptación establecido para cada criterio de seguridad asociado.

Tabla 3.3. FOMs más relevantes según barrera y categoría (NEA, 2005).

Barrera radiológica	Condición	Criterio de seguridad	Variable de seguridad	Parámetro de Seguridad (FOM)
Vaina de combustible	I-II	Prevención de daño en la vaina	CHF	DNB mínimo > 1.3
			Temperatura del combustible	Temperatura del Combustible máxima < 2863 K
	III	Limitación del daño al combustible	CHF	DNB mínimo < 1.3 permitido en el "Hot Channel I" (5% más caliente)
		Prevención de la fragilización de la vaina	Temperatura en la vaina	PCT máxima < 923K
	IV	Limitación del daño al combustible	CHF	DNB mínimo < 1.3 permitido en el "Hot Channel II" (10% más caliente)
		Prevención de la fragilización de la vaina	Temperatura en la vaina	PCT máxima < 1755 K
		Fracción de fusión de núcleo	Fracción de fusión de núcleo	Fracción de fusión de núcleo máxima < 10 %
	LOCA	Prevención de la fragilización de la vaina	Oxidación en la vaina	Espesor de óxido en la vaina < 17%
		Prevención de la fragilización de la vaina	Temperatura en la vaina	PCT máxima < 1477K
		Riesgo de combustión de H2 en la contención	H2 producido	Producción de hidrógeno < 1%
Sistema Primario	I-II	Integridad del sistema	Presión en el 1º	Presión < Pr Diseño
	III	Integridad del sistema	Presión en el 1º	Presión < 1.2 Pr Diseño
	IV	Integridad del sistema (Riesgo de fractura súbita)	Presión en el primario	Presión < 1.3 Pr Diseño
Contención	Todas las categorías	Refrigerante filtrado a contención	Refrigerante descargado en contención	Refrigerante descargado en contención máximo < 0.2% Inventario/día

3 Identificación de los fenómenos físicos relevantes

Una vez se ha definido el escenario, caracterizado el tipo de transitorio e identificado los criterios de seguridad y sus FOM asociadas, es necesario identificar los fenómenos físicos más relevantes que van a llevarse a cabo durante el transitorio, ya que nos permitirá escoger adecuadamente los parámetros de entrada importantes para el análisis de incertidumbre.

4 Selección de los parámetros TH relevantes

Atendiendo a los fenómenos físicos relevantes que se pueden producir durante el transitorio, se realiza una selección de los parámetros TH relevantes, de los que se tendrá en cuenta su incertidumbre, para propagarla hacia las FOMs previamente seleccionadas.

5 Identificación de los sistemas de seguridad relevantes

Una de las tareas más importantes para caracterizar correctamente el transitorio dentro de un estudio BEPU es identificar cuáles son los sistemas de seguridad que intervienen en dicho transitorio. Hay que tener en cuenta, además, si existe incertidumbre sobre estos sistemas de seguridad. Por ejemplo, es importante tener en cuenta la temperatura y caudal de las inyecciones de emergencia, los puntos de tarado de actuación, los posibles retrasos desde que un sistema de seguridad es demandado hasta su puesta en funcionamiento, etc. En general, se van a considerar hipótesis conservadoras en cuanto a la disponibilidad de sistemas de seguridad.

6 Identificación de los componentes/trenes relevantes

Muchos de los sistemas de seguridad tienen redundancias, duplicidades o sistemas alternativos que pueden realizar su misma función, por lo que es importante identificar todos los trenes y componentes que forman los sistemas de seguridad que actúan o pueden actuar durante la evolución del transitorio.

7 Desarrollo del modelo termohidráulico del transitorio con un código BE

Una vez tenemos caracterizado el transitorio y hemos identificado los sistemas de seguridad, los parámetros de entrada y las FOMs, es necesario realizar un modelo del transitorio para un código BE, en el que en un primer momento asignaremos a los parámetros de entrada su valor nominal (caso base). Las simulaciones del caso base sirven para calibrar y validar el modelo termohidráulico, comparándolo con datos experimentales o con otros estudios realizados con anterioridad.

8 Asignación de una PDF a los parámetros TH

Es necesario caracterizar correctamente los rangos de variación de los parámetros de entrada del modelo a los que se les va a aplicar incertidumbre. Por eso, se define una función de distribución para cada uno de ellos, que puede obtenerse mediante bases de datos, información recopilada en otros trabajos o por juicio de expertos.

Cuando no se dispone de ninguna información, es habitual asignar una distribución uniforme con valores cercanos al valor nominal del parámetro incierto.

9. *Suposiciones conservadoras sobre la configuración de sistemas*

La configuración de los sistemas de seguridad que actúan durante el transitorio se selecciona atendiendo a las características del mismo. Habitualmente se seleccionan los mínimos componentes/trenes que garantizan el éxito del sistema de seguridad según los APS que caracterizan dichos transitorios. Además, hay que tener en cuenta las posibles asimetrías, o el hecho de que en algunos accidentes pueden aparecer indisponibilidades en los sistemas de seguridad por la naturaleza del propio accidente o por otras causas. Teniendo en cuenta todo esto, se selecciona una configuración de los trenes/componentes de los sistemas de seguridad, que será la misma para todas las simulaciones que se realicen del transitorio con el código BE.

10. *Muestreo aleatorio de las variables de entrada*

Se muestrean las variables de entrada mediante muestreo aleatorio simple siguiendo las funciones de distribución de las mismas, tantas veces como número de simulaciones vayamos a realizar con el código BE.

11. *Procesado de los resultados para obtener la distribución de probabilidad de la salida, o algún descriptor de su distribución, como un percentil o un intervalo de tolerancia*

En esta etapa es donde se realiza el análisis de incertidumbres propiamente dicho, y en la cual, aplicando alguna técnica, como por ejemplo estadísticos de orden utilizando el método de Wilks, se obtiene información sobre las FOMs. En el caso de aplicar el método de Wilks se obtiene un límite de tolerancia con nivel 95/95, que satisface los criterios de los organismos reguladores (USNRC, 1989a).

12. *Verificación del cumplimiento de los criterios de seguridad seleccionados*

Por último, hay que comprobar que las FOMs cumplen con los criterios de seguridad que se han seleccionado en el paso 2 de la metodología.

3.1.2 Aplicación de la metodología BEPU

Los pasos previamente descritos para la metodología BEPU tienen un carácter general y pueden aplicarse a cualquier tipo de instalación y de transitorio. Además, existen múltiples técnicas y/o métodos para llevar a cabo cada una de las diferentes etapas. Por ejemplo, hay diferentes códigos BE que pueden encajar mejor según el transitorio, diferentes métodos para realizar el análisis de incertidumbre, etc., que pueden variar según el analista. Para los casos de aplicación de la tesis doctoral se han escogido las técnicas y métodos que se muestran esquemáticamente en la Figura 3.2.

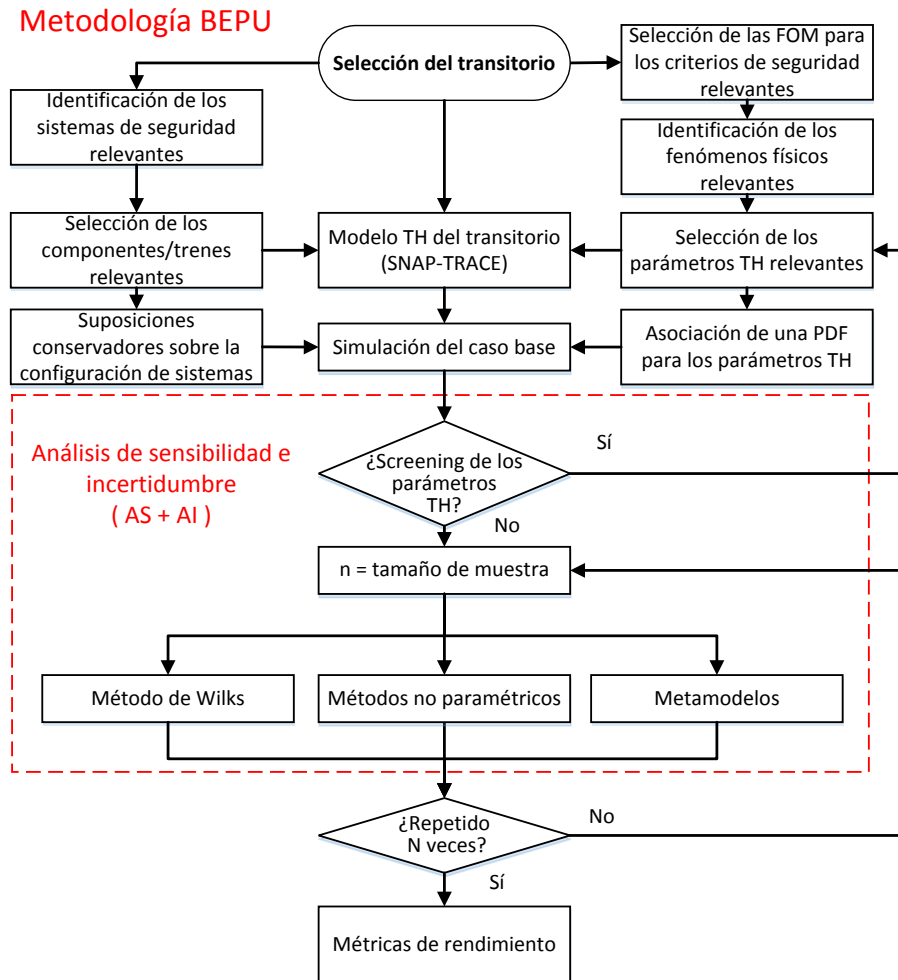


Figura 3.2. Aplicación de la metodología BEPU

El código donde se realizan las simulaciones de los transitorios de todos los casos de aplicación de esta tesis doctoral es el código termohidráulico BE TRACE. Los modelos de los transitorios, así como las incertidumbres de los parámetros de entrada, se realizan mediante la suite SNAP, que permite ejecutar el código TRACE variando los parámetros de entrada de acuerdo con el muestreo que se haya realizado. En los casos de aplicación donde se realiza un análisis de sensibilidad con el objeto de seleccionar las variables de entrada más significativas, es decir, las que tienen un mayor impacto en la(s) FOM seleccionada(s) en el transitorio de estudio, se utiliza un diseño de experimentos de Plackett-Burman.

Una vez se han seleccionado los parámetros de entrada significativos, se realiza el análisis de incertidumbre, en el cual se usan varias técnicas de análisis: el método de Wilks, otros métodos no paramétricos y la sustitución del código termohidráulico por un metamodelo. El metamodelo elegido para sustituir el código TRACE es un modelo aditivo generalizado (GAM, por sus siglas en inglés), que se aplicará con y sin tratamiento del error. Por último, se calculan unas métricas de rendimiento para evaluar la bondad de las técnicas de análisis de incertidumbre utilizadas.

En los siguientes subapartados se explica con más detalle todas las aportaciones a la metodología BEPU que se emplean en los casos de aplicación de esta tesis doctoral.

3.1.2.1 Código termo hidráulico TRACE. Capacidades

Para el estudio de las evoluciones de los transitorios de aplicación se ha utilizado el código TH TRACE (*TRAC/RELAP Advanced Computational Engine*). TRACE (USNRC, 2010a) (USNRC, 2010b), es un código BE diseñado para consolidar y extender las capacidades de los códigos previos de la NRC: TRAC-P, TRAC-B y RELAP. Es por tanto un código determinista que, bajo los mismos parámetros de entrada, proporcionará la misma solución siempre. Es un código diseñado para analizar LOCAs grandes y pequeños tanto para reactores de tipo presurizado como para reactores de ebullición (PWRs y BWRs). Permite asimismo modelar los fenómenos termohidráulicos tanto para el espacio unidimensional (1-D) como para el espacio tridimensional (3-D), este último de gran importancia a la hora de modelar el comportamiento de la vasija del reactor.

3.1.2.2 Selección de los parámetros de entrada

El primer paso para llevar a cabo un análisis de sensibilidad e incertidumbre es determinar los parámetros que son significativos para la evaluación de las variables de seguridad. Para seleccionar estos parámetros es necesario conocer los fenómenos físicos relevantes relacionados con el transitorio analizado. Se han desarrollado numerosos estudios con el objetivo de definir una metodología capaz de determinar y clasificar los parámetros significativos, como por ejemplo (Pourgol-Mohamad, Hoseyni, Hoseyni, & Sepanloo, 2016), (Perez, et al., 2011). En estos estudios, la selección se ha llevado a cabo, principalmente, usando la información proporcionada por las tablas PIRT. Además de los parámetros relevantes obtenidos a partir de las tablas PIRT, o por el juicio de expertos, para los casos de aplicación de esta tesis doctoral, se han escogido los parámetros que proporciona la suite SNAP (Applied Programming Technology, 2012) en el módulo para la cuantificación de la incertidumbre (UQ, por sus siglas en inglés) implementado en TRACE. Este módulo permite cambiar una lista de parámetros que normalmente están ocultos, o tienen un valor que no se puede cambiar desde el archivo del input de TRACE. Dichos parámetros son los que aparecen en la Tabla 3.4.

Tabla 3.4. Coeficientes de sensibilidad implementados en TRACE

ID	Nombre nemotécnico	Descripción
1000	bubSlugLiqIntHTC	Coeficiente de transferencia de calor entre líquido y la interfase burbujeante-en “balas”
1001	annMistLiqIntHTC	Coeficiente de transferencia de calor entre líquido y la interfase anular-nebulizado
1002	transLiqIntHTC	Coeficiente de transferencia de calor entre líquido y la transición a la interfase
1003	stratLiqIntHTC	Coeficiente de transferencia de calor entre líquido y la interfase estratificada
1004	bubSlugVapIntHTC	Coeficiente de transferencia de calor entre vapor y la interfase burbujeante-en “balas”
1005	annMistVapIntHTC	Coeficiente de transferencia de calor entre vapor y la interfase anular-nebulizado
1006	transVapIntHTC	Coeficiente de transferencia de calor entre vapor y la transición a la interfase
1007	stratVapIntHTC	Coeficiente de transferencia de calor entre vapor y la interfase estratificada
1008	singlePhaseLiqWallHTC	Coeficiente de transferencia de calor entre líquido monofásico y pared
1009	singlePhaseVapWallHTC	Coeficiente de transferencia de calor entre vapor monofásico y pared
1010	filmTransBoilTMin	Tmin para el criterio de transición para la ebullición en película
1011	dispFlowFilmBoilHTC	Coeficiente de transferencia de calor para ebullición en película
1012	subBoilHTC	Coeficiente de transferencia de calor para ebullición subenfriada
1013	nucBoilHTC	Coeficiente de transferencia de calor para ebullición nucleada
1014	DNBCHF	Crisis de ebullición o flujo calorífico crítico
1015	transBoilHTC	Coeficiente de transferencia de calor para la ebullición de transición
1016	gapConductance	Coeficiente de conductancia del <i>gap</i>
1017	fuelThermalCond	Conductividad térmica del combustible
1018	cladMWRX	Coeficiente de la tasa de reacción metal-agua
1019	fuelRodIntPress	Coeficiente de presión interna de las barras
1020	burstTemp	Coeficiente de temperatura para la rotura en vaina
1021	burstStrain	Coeficiente deformación/rotura en vaina
1022	wallDrag	Coeficiente de arrastre para las paredes
1023	formLoss	Coeficiente de pérdidas por ajuste de forma
1024	bubblyIntDrag	Coeficiente de arrastre interfacial (burbujeante)
1025	dropletIntDrag	Coeficiente de arrastre interfacial (pequeñas gotas)
1026	bubSlugIntDragBundle	Coeficiente de arrastre interfacial (burbujeante/en “balas” Haz de barras - Bestion)
1027	bubSlugIntDragVessel	Coeficiente de arrastre interfacial (burbujeante/en “balas” Vasija)
1028	annMistIntDragVessel	Coeficiente de arrastre interfacial (anular/nebulizado Vasija)
1029	dffbIntDrag	Coeficiente de arrastre interfacial (ebullición en película)

1030	invSlugIntDrag	Coficiente de arrastre interfacial (flujo en “balas” invertido)
1031	invAnnIntDrag	Coficiente de arrastre interfacial (flujo anular invertido)
1032	tempFlood	Coficiente de temperatura para la reinundación
1033	lengthFlood	Coficiente de longitud para la reinundación
1034	invAnnVapWallHTC	Coficiente de transferencia de calor entre líquido anular invertido y pared
1035	invAnnLiqWallHTC	Coficiente de transferencia de calor entre vapor anular invertido y pared

Los parámetros que aparecen en la Tabla 3.4, junto con los parámetros más importantes específicos de cada caso de aplicación se utilizan para el análisis BEPU. Este número de parámetros puede ser demasiado elevado para que el estudio pueda ser realizable con un coste computacional adecuado, ya que para determinadas técnicas puede ser necesaria la realización de un gran número de simulaciones. Esta situación puede presentarse al construir un metamodelo, por lo tanto, es interesante reducir el número de parámetros y trabajar con aquellos que sean importantes para la variable de salida sobre la que se pretende cuantificar la incertidumbre. Por este motivo se realiza un diseño de experimentos utilizando el método de Plackett-Burman.

3.1.2.3 Diseño de experimentos de Plackett-Burman

El objetivo de un diseño de experimentos es extraer la mayor cantidad de información con el mínimo número de pruebas o de simulaciones. Las Técnicas de Diseño de Experimentos se utilizan en distintos ámbitos de la ingeniería en los que la realización de una gran cantidad de experimentos no es posible, por ser ensayos destructivos o demasiado costosos. Estas técnicas permiten hacer una ordenación de los parámetros más importantes y reducir así el estudio.

Una de las ventajas principales del diseño de experimentos es la determinación las variables más significativas y su clasificación en torno a su importancia. Estas técnicas pueden servir de ayuda para reducir el número de parámetros inciertos en nuestro estudio. Entre los diferentes diseños de experimentos, en esta Tesis se ha utilizado el diseño de Plackett-Burman (Montgomery, 2001).

El diseño de Plackett-Burman tiene como objetivo encontrar diseños experimentales que relacionen la dependencia de algunas variables de salida con las variables de entrada, consideradas variables independientes, utilizando un número limitado de simulaciones o pruebas (Plackett & Burman, 1946). Este método pertenece a los diseños experimentales de monitorización, en el cual cada variable puede tomar L niveles. Para los casos de aplicación de la presente tesis, se han seleccionado dos niveles, en los que cada variable toma los valores máximo y mínimo de su distribución.

Para el caso de dos niveles, y considerando k parámetros el diseño de experimentos de Plackett-Burman, se requiere un número mínimo de simulaciones expuesto en la Ecuación 3.1:

$$P = 4 * r \quad \text{Ecuación 3.1}$$

Donde P es el número total de simulaciones y r es el entero positivo más pequeño que garantiza $P > k$.

La influencia de cada uno de los parámetros de entrada sobre la salida se evalúa mediante el efecto total que produce cada parámetro en dicha salida, expresado por la Ecuación 3.2.

$$Efecto\ Total = \frac{2 \left[\sum_{i=1}^{P/2} R(H) - \sum_{i=1}^{P/2} R(L) \right]}{P} \quad \text{Ecuación 3.2}$$

Donde $R(H)$ y $R(L)$ son los valores de la variable de salida cuando el parámetro del cual se está estudiando su efecto toma su nivel máximo y su nivel mínimo, respectivamente. Calculando de este modo los efectos totales de los parámetros de entrada podemos clasificar dichos parámetros según su importancia. Si además de clasificarlos queremos evaluar si son estadísticamente significativos en la salida, se puede realizar un test de hipótesis con un nivel de significación α , para el cual, debemos seguir el siguiente proceso iterativo:

- 1) Elaborar una regresión lineal del modelo.
- 2) Estimar una Y_a ajustada dada por la regresión lineal para cada una de las simulaciones del diseño de experimentos.
- 3) Calcular la suma cuadrada de los errores (SCE) utilizando la Ecuación 3.3

$$SCE = \sum_{i=1}^P (Y_i - Y_{a_i})^2 \quad \text{Ecuación 3.3}$$

Donde Y_i es la variable de salida del modelo.

- 4) Determinar los grados de libertad gl del error a partir de la Ecuación 3.4:

$$gl = P - 1 - nsf \quad \text{Ecuación 3.4}$$

donde nsf es el número de variables de entrada que son significativos para la salida y P es el número total de simulaciones.

- 5) Calcular el error cuadrático medio definido como:

$$ECM = \frac{SCE}{gl} \quad \text{Ecuación 3.5}$$

- 6) Determinar el coeficiente estandarizado del efecto.

$$Scoef = \sqrt{\frac{ECM}{P}} \quad \text{Ecuación 3.6}$$

- 7) Aplicar el *Scoef* al *Efecto Total* para obtener el *Efecto Estandarizado*.

$$Efecto Estandarizado = \frac{Efecto Total}{2 * Scoef} \quad \text{Ecuación 3.7}$$

- 8) Obtener el valor de contraste. El valor de contraste es el valor que se obtiene en una distribución t-student con *gl* grados de libertad que deja en la parte derecha de su cola una distribución de $\alpha/2$.
- 9) Comparar el valor del efecto estandarizado de cada variable, en valor absoluto, con el valor de contraste de la t-student (α , *gl*).
- 10) Las variables con un efecto estandarizado mayor que el valor de contraste son variables significativas. En cambio, las variables con un efecto estandarizado menor que el valor de contraste son no significativas y salen del modelo.

Volver al paso 1, y elaborar una regresión lineal del modelo con las variables significativas obtenidas en la última iteración hasta que se obtenga una convergencia en el número de variables que resultan significativas.

3.1.2.4 Técnicas para la cuantificación de la incertidumbre. El Método de Wilks

El método de Wilks consiste en la determinación del número de simulaciones necesarias para verificar el cumplimiento del criterio de aceptación con un determinado nivel de tolerancia, típicamente 95/95, que suele ser el nivel de tolerancia exigido por los organismos reguladores. Este número de simulaciones mínimo viene determinado, para el caso de aplicación de primer orden, mediante la Ecuación 3.8 (Wilks, 1941):

$$\beta = 1 - \gamma^n \quad \text{Ecuación 3.8}$$

Donde n es el número de simulaciones requerido, β es la probabilidad que el intervalo $(-\infty, y(n)]$ cubra una porción más grande que γ de la distribución desconocida $G(y)$ de la variable de salida y , siendo $y(n)$ el valor más grande de la muestra. En el caso de una cobertura del 95% con una confianza del 95%, el mínimo número de simulaciones resulta $n=59$.

La principal ventaja de usar el estadístico de primer orden basado en la fórmula de Wilks es que siempre proporciona una estimación del límite de tolerancia con nivel 95/95 con pocas simulaciones del código computacional. De este modo, se mantiene un coste computacional razonable, ya que cada simulación de la evolución del transitorio de la planta requiere de la utilización de modelos termohidráulicos complejos, y tienen, por este motivo, una alta carga computacional asociado.

Sin embargo, utilizar el estadístico de primer orden tiene el inconveniente de que si en la muestra apareciese un valor atípico podríamos estar sobreestimando el valor límite de la variable de seguridad. Una posible solución para este problema es recurrir a estadísticos de orden superior basados en la fórmula de Wilks (Beal, 2012; Pal & Makai, 2005), para lo cual se hace uso de la fórmula generalizada de Wilks, expresada en la Ecuación 3.9:

$$\beta = \sum_{j=0}^{s-1} \binom{n}{j} \gamma^j (1-\gamma)^{n-j} \quad \text{Ecuación 3.9}$$

donde $s = n + 1$ -Orden escogido.

En este trabajo se ha utilizado la aplicación de la ecuación (3.9) para el primer, segundo, tercer y cuarto orden, manteniendo una cobertura del 95% con una confianza del 95% (límite de tolerancia con nivel 95/95). Con ello se han obtenido unos tamaños de muestra de $n= 59, 93, 124$ y 153 respectivamente.

Además del método de Wilks, existen otros métodos no paramétricos para poder estimar el límite de tolerancia con nivel 95/95 de una población muestral. Entre ellos destacan los estadísticos de orden fraccionales.

Los autores Beran y Hall (Beran & Hall, 1993) y Hutson (Hutson, 1999) proponen dos métodos en el contexto de los estadísticos de orden fraccionales para estimar un intervalo de confianza no paramétrico en percentiles. Los estadísticos de orden fraccionales están basados en realizar interpelaciones lineales entre distintos estadísticos de orden. Puesto que los límites de tolerancia no paramétricos basados en

los estadísticos de primer orden son conocidos por ser excesivamente conservadores, realizar una interpolación lineal entre dos estadísticos de orden es una posible alternativa para reducir dicho conservadurismo.

3.1.2.5 Interpolación lineal simple de Beran y Hall

La interpolación simple de Beran y Hall proporciona un método para construir intervalos de confianza en percentiles para una muestra de tamaño n utilizando una interpolación promediada basándose en la distribución binomial.

Sea $n(\gamma, \beta)$ el tamaño de muestra mínimo requerido para garantizar una cobertura γ con un determinado nivel de confianza β según la ecuación generalizada del método de Wilks (Ecuación 3.9). Entonces, para un tamaño de muestra $n' \geq n(\gamma, \beta)$ el límite de tolerancia con nivel 95/95 obtenido mediante el método de Wilks $X_{n'}$ tendrá una confianza $\beta_1 \geq \beta$.

Además, la cobertura de $X_{n'-1}$ tendrá una confianza $\beta_2 < \beta_1$. Si se interpola linealmente entre $(\beta_2, X_{n'-1})$ y $(\beta_1, X_{n'})$ se puede obtener una estimación de X_n^* . Así pues, para una cobertura γ :

$$\beta_1 = \Pr(B(n, p) \leq s - 1) = \Pr(\xi_\gamma \in [-\infty, X_{sn}] \geq \beta) \quad \text{Ecuación 3.10}$$

$$\beta_2 = \Pr(B(n, p) \leq s - 1) = \Pr(\xi_\gamma \in [-\infty, X_{sn}] \geq \beta) \quad \text{Ecuación 3.11}$$

Beran y Hall demostraron que utilizando la interpolación lineal, el valor del límite de tolerancia con una cobertura γ y con un determinado nivel de confianza β viene dado por:

$$\lambda_2 \cdot X_{(s)} + (1 - \lambda_2) \cdot X_{(s-1)} \quad \text{Ecuación 3.12}$$

siendo

$$\lambda_2 = \frac{\beta - \Pr(\text{Bin}((n, p) \leq s - 2))}{\Pr(\text{Bin}(n, p) = s - 1)} \quad \text{Ecuación 3.13}$$

3.1.2.6 Estadísticos de orden fraccionales de Hutson

Hutson (Hutson, 1999) propone para construir intervalos de confianza no paramétricos para percentiles basándose en estadísticos fraccionales. Si $U_{n'p:n}$ es un proceso de Dirichlet con $p \in [0,1]$ indexado por $n'p$ donde $n' = n+1$ entonces $U_{n'p:n}$ es el estadístico de orden fraccional uniforme y $X_{n'p:n}$ es el estadístico de orden fraccional para la distribución $F_X(\cdot)$.

El estimador del percentil p basándose en los estadísticos fraccionales se define como:

$$\hat{\xi}_p = X_{n'p:n} \quad \text{Ecuación 3.14}$$

De forma general $X_{n'p:n}$ no puede ser calculado desde la muestra ya que $n'p$ no es necesariamente un entero.

Stigler (Stigler, 1977) demostró que la distribución del estadístico de orden fraccional se aproxima bien a una distribución de combinaciones lineales de estadísticos de orden, bajo condiciones moderadas de regularidad.

De esta manera, la distribución del estadístico de orden fraccional $\hat{\xi}_p = X_{n'p:n}$ se puede aproximar por la distribución de la interpolación lineal del estimador de la función cuantil.

$$\hat{\xi}_p = (1 - \varepsilon) \cdot X_{\lfloor n'p \rfloor:n} + \varepsilon \cdot X_{\lfloor n'p \rfloor+1:n} \quad \text{Ecuación 3.15}$$

donde $\varepsilon = n'p - \lfloor n'p \rfloor$, siendo $\lfloor \cdot \rfloor$ la función suelo.

Hutson obtiene el intervalo de confianza γ no paramétrico para el percentil p como $[-\infty, \hat{\xi}_{p_1}]$ donde p_1 se determina numéricamente resolviendo la ecuación:

$$I_{1-p}[n'p_1, n'(1-p_1)] = \gamma \quad \text{Ecuación 3.16}$$

siendo I_{1-p} la función incompleta beta y $\hat{\xi}_{p1}$ viene dado por la Ecuación 3.15.

3.1.2.7 Intervalos de confianza basados en Bootstrap

El método de Bootstrap es una técnica no paramétrica utilizada para evaluar la precisión de una estimación realizada sobre un cierto parámetro que requiere de muy pocos supuestos. La idea básica es generar una distribución de referencia desde los datos observados desarrollando muestreo con reemplazamiento.

El método Bootstrap consta de los siguientes pasos:

1. Una muestra de datos $Y=\{y(1), y(2), \dots, y(N)\}$, donde N es función del intervalo de confianza/tolerancia y el estadístico de orden r seleccionado, obtenida desde una función de distribución $F(y)$ desconocida.
2. Se toma una muestra aleatoria con reemplazo de la muestra original para obtener $Y^b=\{y(1)^b, y(2)^b, \dots, y(N)^b\}$.
3. Se calcula el estadístico p usando la muestra Bootstrap, es decir Y^b , para obtener una réplica Bootstrap.
4. Se repiten los pasos 2 y 3 un número B determinado de veces (el valor de B debe ser lo suficientemente grande $B \geq 500$).
5. La secuencia de estimadores Bootstrap de p puede ser utilizada para estudiar la distribución del estadístico y realizar inferencias sobre p .

Así, por ejemplo, la media de las réplicas Bootstrap produce una estimación puntual de p , de forma que:

$$\hat{w} = \frac{1}{B} \sum_{b=1}^B \hat{p}^b \quad \text{Ecuación 3.17}$$

No obstante, la mayor utilidad de la técnica Bootstrap radica en la posibilidad de obtener intervalos de confianza que permiten obtener una medida de incertidumbre de la estimación realizada. De los diferentes métodos de intervalos de confianza Bootstrap dos de los más extendidos son el método BC_α y el método del percentil, los cuales son descritos brevemente a continuación.

El método del percentil es un método simple. A partir de las réplicas Bootstrap, un intervalo de confianza tipo percentil para p del $(1 - \alpha)100$ % está dado por los

percentiles ($q_i(p_1)$, $q_i(p_2)$) de las B réplicas Bootstrap, con $p_1 = \alpha/2$ y $p_2 = 1 - \alpha/2$, donde los percentiles $q_i(p_1)$ y $q_i(p_2)$ se obtienen por alguno de los métodos de obtención de percentiles como por ejemplo los descritos anteriormente.

El método BC_α corrige las probabilidades $\alpha/2$ y $1 - \alpha/2$ del método percentil, teniendo en cuenta el sesgo y la variabilidad de las réplicas Bootstrap con dos coeficientes llamados de “sesgo” (z_0) y de “aceleración” (a). Las nuevas probabilidades p_1 y p_2 para los límites del intervalo de confianza de $(1 - \alpha) \times 100$ % para p de acuerdo al método BC_α (Efron & Tibshirani, 1986) son:

$$p_1 = \Phi \left(\hat{z}_0 + \frac{\hat{z}_0 + z_{\alpha/2}}{1 - \hat{a}(\hat{z}_0 + z_{\alpha/2})} \right) \quad \text{Ecuación 3.18}$$

La corrección del sesgo se realiza partir de \hat{z}_0 el cual se estima como:

$$\hat{z}_0 = \Phi^{-1} \left(\frac{\#(\hat{p}^b < \hat{p})}{B} \right) \quad \text{Ecuación 3.19}$$

donde $\#(\hat{p}^b < \hat{p})$ es el número de réplicas Bootstrap que son mayores que el estadístico original. El coeficiente de aceleración (a), el cual considera la variabilidad en las réplicas Bootstrap puede aproximarse por el procedimiento Jackknife.

Una de las limitaciones tanto del método de Wilks como de los estadísticos de orden fraccionales es que únicamente proporciona el límite de la variable de seguridad, y es necesario utilizar métodos alternativos para poder extraer información adicional. Uno de estos métodos alternativos para obtener más información sobre la variable de seguridad es la sustitución del código termohidráulico mediante un metamodelo.

3.1.2.8 Substitución mediante metamodelos. Modelos Aditivos Generalizados.

La sustitución del código termohidráulico por un metamodelo, es una técnica ampliamente utilizada, la cual permite realizar un número de simulaciones mucho mayor que el código original con un coste computacional muy reducido.

Alguno de los metamodelos empleados en el ámbito de la seguridad nuclear son, por ejemplo, los modelo de mezclas finitas (Carlos, Sanchez, Ginestar, & Martorell, 2013), (Di Maio, et al., 2016) (Di Maio, Nicola, Zio, & Yu, 2016) para la determinación de la PCT. En esta tesis se propone los Modelos GAM para llevar a cabo el análisis de la propagación de las incertidumbres.

Los GAMs son una extensión natural de los modelos lineales generalizados (GLM, por sus siglas en inglés), los cuales se utilizan normalmente para analizar el efecto que tienen diversas variables de entrada sobre una variable de salida. Un GLM puede ser expresado como:

$$I(E(Y|X)) = \eta(x) = \beta_0 + \sum_{i=1}^p \beta_i x_i \quad \text{Ecuación 3.20}$$

donde Y es la variable dependiente de respuesta, X son las covariables independientes, E es el valor esperado de Y para valores conocidos de X , $\beta_0 + \sum_{i=1}^p \beta_i x_i$ es una combinación lineal de parámetros desconocidos β y p es el número de variables independientes, x_i , consideradas.

La función de enlace I se considera como una función lineal de las variables independientes o predictivas, $\eta(x)$, y es llamada comúnmente como predictor lineal (Debon & J.C., 2012).

Los GLMs pueden presentar problemas de sesgado y de sobredispersión. Por este motivo, se introdujeron los modelos GAMs como alternativa, los cuales son una extensión de los GLMs en el sentido de que ajustan funciones no paramétricas para estudiar las relaciones entre las variables predictivas y la respuesta. Las relaciones no paramétricas entre la respuesta y las variables predictivas se expresan mediante funciones de suavizado (Hastie & Tibshirani, 1986).

El GAM puede obtenerse a partir del GLM reemplazando la función lineal, $\beta_i x_i$, de la ecuación (3.10) por funciones de suavizado $s(x_i)$, tal como se muestra en la ecuación (3.11).

$$I(E(Y|X)) = \eta(x) = s_0 + \sum_{i=1}^p s_i(x_i) \quad \text{Ecuación 3.21}$$

Así pues, en vez de un único coeficiente para cada variable del modelo, en los modelos GAM, se estima una función no paramétrica para cada variable de entrada, con el objetivo de obtener el mejor valor de la variable de salida. Estas funciones no paramétricas pueden estimarse de manera flexible mediante un spline cúbico, calculado con un método iterativo llamado backfitting (Schimek & Turlach, 2000).

La ventaja principal de los GAMs es que pueden tratar con dependencias no lineales entre la respuesta y las variables de entrada sin usar transformaciones de variables, ya que las funciones de suavizado realizan estas tareas automáticamente. Los modelos GAM están implementados en el lenguaje R utilizando el paquete mgcv (Wood, 2016). Este paquete utiliza splines para crear las funciones de suavizado, minimizando tanto la aparición de aberraciones en el modelo como el sesgo.

Por otra parte, la mayor desventaja de los GAMs (y de los metamodelos en general) es que estas técnicas predicen la variable de salida en la media de la distribución, y por tanto las predicciones no son conservadoras.

Para solucionar este inconveniente se pueden emplear diversas estrategias, entre las cuales destacan: multiplicar la salida por un factor de seguridad, sumarle una constante de seguridad o añadir el error del modelo (Picheny, Kim, T, & Queipo, 2008). En esta tesis, se añadirá a las salidas una distribución del error (ED) para garantizar el conservadurismo requerido. La ED se construye mediante la función error, la cual se calcula como la diferencia entre el valor predice el modelo ($Y_{ajustado}$) y la salida real (Y_{real}) para cada uno de los n puntos a partir de los cuales se ha creado el GAM.

De esta manera, la ED con un nivel de conservadurismo de $(1-\alpha)$ es el percentil $(1-\alpha)$ de la distribución de la función error:

$$ED = F^{-1}(1 - \alpha; Y_{ajustado} - Y_{real}) \quad \text{Ecuación 3.22}$$

Donde F^{-1} es la función de distribución acumulativa inversa de la distribución del error. Así pues, el modelo GAMPE (GAM Plus Error) para cada estimación del límite de tolerancia con nivel 95/95, se construye añadiendo a cada modelo GAM su ED asociada.

3.1.2.9 Métricas de rendimiento.

En los análisis de seguridad nuclear es importante ser conservador de manera que se garanticen los requisitos establecidos por los organismos reguladores. Por este motivo, además de la estadística "clásica" es necesario proporcionar algunas métricas adicionales que evalúen la bondad de los modelos empleados. En esta tesis se utilizan las diferentes métricas extraídas de (Picheny, Kim, T, & Queipo, 2008). En primer lugar, se calcula la cobertura (C_j), que mide la parte de la distribución de referencia que cubre para cada caso j . La expresión matemática para la cobertura es:

$$C_j = \frac{\sum_{i=1}^{Z_1} I[(y_i) \leq (STL(j))]}{Z_1} \quad \text{Ecuación 3.23}$$

donde Z_1 es el tamaño de muestra de la distribución de referencia, y_i es el valor de la FOM para cada caso i de la distribución de referencia, $STL(j)$ es el límite de tolerancia con nivel 95/95 estimado para cada caso j , y $I[\gamma]$ es la función indicativa, la cual vale 1 cuando la condición γ es cierta y 0 cuando γ es falsa.

Una vez se tienen calculadas todas las coberturas C_j , se calcula la cobertura media (CM), la cual nos da una medida del rendimiento de la cobertura del método; la desviación típica de la cobertura (CD), como medida de la variabilidad de los resultados; y el coeficiente de variación (CV), que se obtiene de la división de la desviación típica entre la media de la cobertura calculado como tanto por cien.

$$CV = \frac{CD}{CM} \cdot 100 \quad \text{Ecuación 3.24}$$

Por último, el conservadurismo, que mide el porcentaje de predicciones conservadoras, CC, respecto del total, se calcula utilizando la expresión:

$$CC = \frac{\sum_{j=1}^N I[STL(j)) \geq (SV_{ref})]}{N} \quad \text{Ecuación 3.25}$$

donde SV_{ref} es el valor de seguridad de referencia y N es el número de repeticiones utilizadas para calcular el límite de tolerancia con nivel 95/95 para cada método de análisis de la incertidumbre.

3.2 Metodología EBEPU

La metodología EBEPU propuesta, se inspira en las propuestas presentadas en el Capítulo 2, y es una extensión natural de los pasos de la metodología BEPU expuestos en el apartado anterior. Esta metodología EBEPU, incluye suposiciones realistas sobre los sistemas de seguridad disponibles, y se aplicará en el caso de aplicación del Capítulo 7, sobre un transitorio de pérdida de agua de alimentación (LOFW, por sus siglas en inglés).

Los diferentes pasos a seguir para la metodología EBEPU se muestran en el esquema de la Figura 3.3. La diferencia principal frente a la metodología BEPU reside en los pasos 6 y 9, donde se tienen en cuenta suposiciones realistas, es decir, basadas en el APS sobre la disponibilidad de sistemas de seguridad bajo el enfoque EBEPU. Además, en el paso 10 se han de muestrear las configuraciones de las disponibilidades de los sistemas de seguridad junto a las variables termohidráulicos.

Por último, el modelo termohidráulico debe de estar preparado para poder simular los sistemas de seguridad con el grado de detalle que permita su actuación para todas las configuraciones muestreadas en el paso 10.

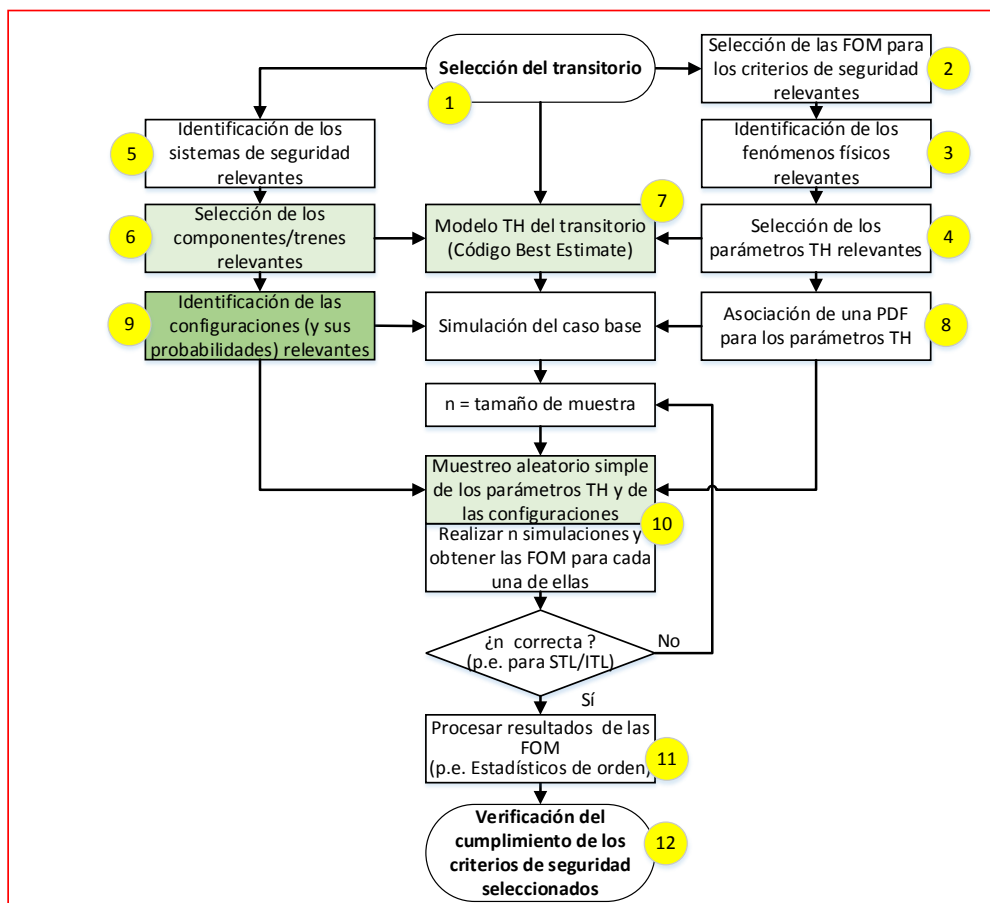


Figura 3.3. Metodología EBEPU

3.2.1 Muestreo de configuraciones

En el desarrollo del enfoque EBEPU, se requiere un tratamiento realista sobre la configuración de los sistemas de seguridad disponibles (pasos 6 y 9), para posteriormente poder realizar correctamente su muestreo (paso 10).

La progresión del escenario accidental considerado implicará el accionamiento con éxito de varias funciones de seguridad, que deben ser realizadas por al menos uno de

los varios trenes/componentes redundantes que forman cada sistema de seguridad responsable de desarrollar la función de seguridad correspondiente.

Mediante el APS, se obtienen el árbol de eventos y los árboles de fallo requeridos para representar la indisponibilidad (o disponibilidad) de los trenes/componentes de los sistemas de seguridad que participan en las funciones de seguridad involucradas en este árbol de eventos.

En (Martorell, Martorell, Martón, Sánchez, & Carlos, 2017) se propone una aproximación para obtener la matriz de configuraciones realistas de los trenes/componentes relevantes y su probabilidad de ocurrencia correspondiente dado un accidente mediante árboles de eventos y árboles de fallos extraídos del APS original.

Se utiliza un vector \mathbf{x} que codifica una configuración genérica de trenes / componentes de seguridad relevantes para la secuencia de estudio.

Cada elemento del vector \mathbf{x} codifica un tren / componente particular que, en principio, puede estar o no disponible. Cada elemento puede tomar dos valores posibles, "1" si el tren se encuentra disponible o "0" en caso contrario.

Cada combinación de ceros y unos del vector \mathbf{x} representa una configuración particular de trenes / componentes de seguridad relevantes que tendrá una probabilidad asociada. Además, teniendo en cuenta las redundancias de los diferentes trenes/componentes, se pueden agrupar los mismos, dando lugar a un vector \mathbf{x} donde los valores variarán entre 0 y el número máximo de componentes redundantes.

Por último, se muestrean las configuraciones a la vez que se muestrean el resto de parámetros termohidráulicos según la probabilidad calculada para cada configuración.

Capítulo 4

Aplicación de la metodología BEPU a un transitorio LBLOCA en un PWR

4.1 Descripción del transitorio

La mayoría de los estudios BEPU han analizado un transitorio LBLOCA (Di Maio, et al., 2016), (Queral, Montero-Mayorga, Gonzalez-Cadelo, & Jiménez, 2015), (Pourgol-Mohamad, Modarres, & Mosleh, 2009b). En particular, en este estudio se ha escogido el mismo transitorio que se ha estudiado en el estudio BEMUSE, sobre el cual se puede profundizar en la referencia (Perez, et al., 2011). Este transitorio consiste en una rotura en doble guillotina en la rama fría de una central PWR de 4 lazos, en concreto la central de referencia para el transitorio es la planta Zion de diseño Westinghouse, localizada en el noroeste de Illinois, en la orilla oeste del lago Michigan.

Como consecuencia del LBLOCA se produce una despresurización del primario que, debido al tamaño de rotura, es muy rápida, con la consecuente activación de la señal de disparo de reactor por señal de baja presión.

Posteriormente se produce la descarga de los acumuladores y para mantener la planta en una situación estable a largo plazo se produce la inyección de seguridad a baja presión.

El disparo del reactor, la descarga de los acumuladores, la inyección de seguridad de agua borada y la misma despresurización permite mantener al reactor en situación estable mientras se mantenga el suministro de agua, bien desde el tanque de almacenamiento de agua o por recirculación desde el sumidero de contención.

El árbol de sucesos para este accidente se desarrolla en la Figura 4.1 en el contexto de un APS típico de nivel 1.

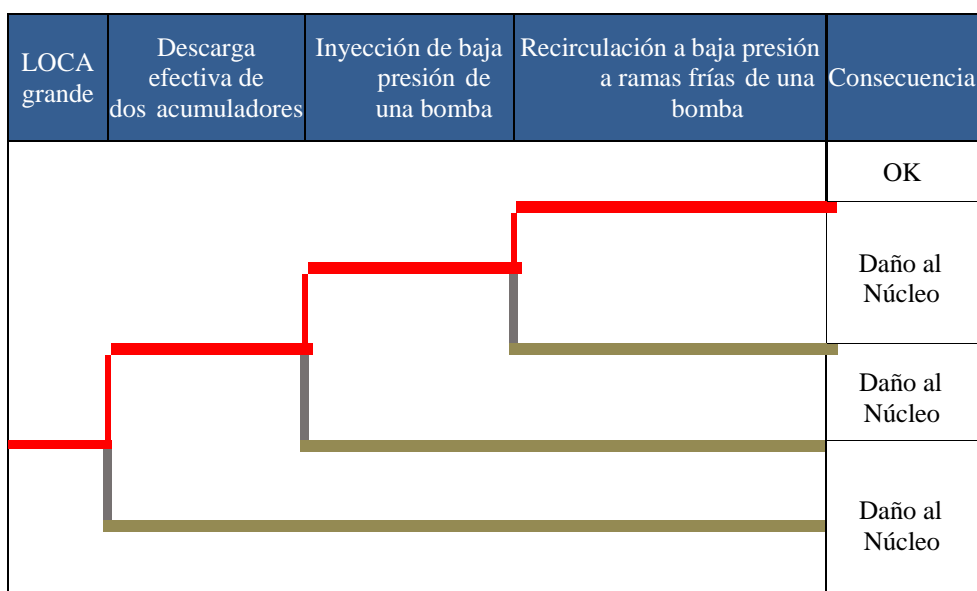


Figura 4.1. Árbol de sucesos de LOCA grande

Con la actuación de estos sistemas, en la secuencia accidental LBLOCA se diferencian claramente tres fases en función de la evolución del inventario en vasija, núcleo y plenum inferior:

1. Fase de vaciado (*Blowdown*): Vaciado o descubrimiento del núcleo por una pérdida importante de refrigerante. Comprende desde la rotura hasta que la presión del sistema del refrigerante se reduce aproximadamente hasta la presión de contención y el núcleo se descubre.

2. Fase de rellenado (*Refill*): Comienza tras el vaciado y dura hasta que el aporte de agua de refrigeración de emergencia llena la parte inferior de la vasija y alcanza la cota inferior de los elementos combustibles.
3. Fase de reinundación (*Reflood*): Comprende desde el final de la fase de rellenado hasta que la vasija se ha llenado de agua lo suficiente para detener el calentamiento del núcleo, y la temperatura de éste es llevada al nivel estable asociado a la disipación del calor de desintegración a largo plazo.

Los sistemas de seguridad de la Figura 4.1 actúan según las siguientes condiciones de operación, que han sido extraídas de la información proporcionada en el proyecto BEMUSE (Perez, et al., 2011): En concreto se consideran las siguientes condiciones para los sistemas:

- No se da crédito a la actuación del sistema de inyección de alta presión (HPIS) ya que su éxito evitaría el descubrimiento del núcleo y la elevación de temperatura en la vaina de combustible.
- La inyección de los acumuladores empieza cuando la presión del primario se encuentra por debajo de los 4.14 MPa.
- El sistema de inyección de baja presión (LPIS) empieza a actuar a partir de 1.42 MPa.

4.2 Criterios de aceptación, FOMs y límites de seguridad

Se han escogido como criterios de seguridad para este transitorio los criterios de aceptación para los sistemas de refrigeración de emergencia que se encuentran en el apartado b de la norma 10 CFR 50.46 (USNRC, 2007), que son los siguientes:

1. Temperatura máxima de vaina (PCT). La temperatura máxima de vaina no debe sobrepasar 1477 K para ninguna barra.
2. Oxidación máxima de vaina: La oxidación máxima de vaina no puede superar el 0.17 del espesor inicial de la misma antes de la oxidación para ninguna vaina.
3. Generación máxima de hidrógeno. La cantidad total de hidrógeno generada por la reacción química de la vaina con el agua no debe superar el 0.01 de la total que se podría generar si reaccionara todo el metal de las vainas que envuelven a las barras de combustible.

De entre las variables de seguridad de los criterios anteriormente descritos, se ha escogido como variable de seguridad para la realización del análisis de incertidumbre la PCT.

Se podrían haber añadido el resto de variables de seguridad de manera similar, pero para simplificar únicamente se considera la PCT. Por lo tanto, la FOM asociada será la PCTmax y el criterio de aceptación es que dicha PCTmax permanezca por debajo de 1477 K.

4.3 Identificación de la fenomenología física relevante y selección de las variables TH de entrada apropiadas

Teniendo en cuenta las variables de seguridad y la fenomenología presente en un LBLOCA comentada en los apartados anteriores se hace necesario determinar aquellos parámetros más representativos y que pudieran tener algún tipo de influencia sobre las variables y fenómenos.

Para la elección de dichos parámetros se han utilizado los análisis realizados en diferentes estudios y metodologías empleados para la identificación y jerarquización de fenómenos, es decir, en los PIRT, todos ellos realizados para LBLOCA en reactores de agua a presión similares de 4 lazos.

No hay un consenso respecto a las variables que representan los fenómenos a considerar dentro de cada una de las fases consideradas, aunque muchos de ellos sí que son comunes para la mayoría de los PIRT realizados.

Los primeros estudios PIRT ya consideraban la mayoría de variables que han sido aceptadas comúnmente como en el método CSAU original (USNRC, 1989b), mientras que estudios PIRT más recientes, AREVA (Martin & O' Dell, 2005) y Westinghouse/EPRI (Young & Bajorek, 1998), se introducen además condiciones iniciales del estado de la planta y otros parámetros específicos para cada instalación. Adicionalmente, Se han tenido en cuenta los métodos de evaluación de incertidumbres y sensibilidad en códigos BE que se aplican en los más estudios más recientes, como en BEMUSE (Perez, et al., 2011) y PREMIUM (NEA, 2015).

En la Tabla 4.1 se muestra una comparación de los distintos PIRT donde se observan las diferencias que existen para un mismo escenario, ya que en alguno de los estudios se pueden incorporar fenómenos, procesos, funciones de componentes, condiciones iniciales y de contorno, etc. que los otros estudios no contemplan.

Del análisis de los trabajos de AREVA (Martin & O' Dell, 2005), CSAU original (USNRC, 1989b), Westinghouse/EPRI (Young & Bajorek, 1998), BEMUSE (Perez, et al., 2011) y PREMIUM (NEA, 2015) se ha obtenido la envolvente de toda la fenomenología presentada y incorporando las nuevas capacidades de modelado del código TH BE TRACE usando la suite SNAP se han obtenido como resultado 68 parámetros de entrada.

La Tabla 4.2 muestra los parámetros TH de entrada que han sido considerados como importantes para la correcta caracterización del escenario y su incertidumbre asociada, la cual ha sido introducida a través de un factor aditivo o multiplicativo que actúa sobre el valor de referencia. Las funciones de distribución que caracterizan estos parámetros están divididas entre funciones normales, lognormales o uniformes, y tiene un rango de variación de $\mu \pm 2\sigma$ para las distribuciones normales y de [a,b] para las uniformes. En las columnas sexta y séptima de dicha tabla se expone la referencia de la que se ha obtenido tanto el parámetro, es decir el estudio que lo considera como importante en la evolución de un LBLOCA, como la fuente de la que se ha obtenido el valor nominal.

Tabla 4.1. Comparativa de los PIRT de CSAU, AREVA, Westinghouse y BEMUSE/PREMIUM para un LBLOCA

CSAU	AREVA	Westinghouse/EPRI	BEMUSE/PREMIUM		
<u>Caudal Rotura</u> 1. Caudal	<u>Parámetros Dominantes</u> 1. Caudal rotura 2. Suspensión 3. Distribución axial potencia 4. Transferencia de calor entre fases 5. Flujo multidimensional en el núcleo 6. Baipás de la inyección de seguridad 7. Colchón de vapor 8. Efecto rejilla 9. Condensación rama fría 10. Distribución vapor 11. Descarga nitrógeno acumuladores 12. Transferencia calor 13. CCFL en placa de sujeción superior	<u>Condiciones Iniciales de planta</u> 1. Temperatura media sistema refrigerante reactor 2. Presión sistema refrigerante reactor 3. Temperatura fluido acumulador 4. Presión acumulador 5. Volumen acumulador 6. Temperatura inyección seguridad 7. Resistencia línea acumulador	1. Distribución Caudal primario/caídas de presión 2. Fricción Pared 3. Caudal rotura 4. Comportamiento térmico combustible 5. Comportamiento de la bomba 6. Transferencia calor zona remojada 7. Transferencia calor zona seca 8. Flujo crítico de calor 9. Baipás inyección de seguridad 10. Fricción entre fases 11. CCFL 12. Colchón de vapor 13. Condensación 14. Evaporación 15. Datos Inyecciones 16. Datos Presionador 17. Remojado 18. Condiciones Iniciales Primario 19. Parámetros Numéricos		
<u>Energía almacenada y Respuesta del combustible</u> 1. Conductancia Gap 2. Peaking Factor 3. Conductividad combustible 4. Transferencia de calor combustible / fluido 5. Conductividad Vaina 6. Capacidad calorifica vaina y combustible 7. Distribución de potencia pastillas		<u>Distribución inicial potencia núcleo</u> 8. Factor nominal del pico de potencia del elemento caliente 9. Factor nominal medio del pico de potencia relativa del elemento caliente 10. Potencia relativa media, tercio inferior núcleo 11. Potencia relativa media, tercio medio núcleo 12. Potencia relativa media, parte superior núcleo			
<u>Baipás de la inyección de seguridad</u> 1. Caudal ECCS		<u>Modelos físicos termo hidráulicos</u> 1. Modelo flujo critico 2. Resistencia rama rota 3. Transferencia de carlos vaciado y re inundación 4. Temperatura mínima de ebullición en película estable 5. Modelo de condensación 6. Tipo de rotura 7. Bypass de la inyección de seguridad 8. Suspensión y colchón de vapor 9. Efecto de la inyección nitrógeno			
<u>Colchón de vapor</u> 1. Caudal líquido 2. Evaporación 3. Suspensión 4. De-suspensión				<u>Parámetros Planta</u> 1. Potencia 2. Presión Presionador 3. Nivel Presionador 4. Volumen acumulador 5. Presión acumulador 6. Temperatura contención/acumulad or 7. Volumen contención 8. Caudal inicial 9. Temperatura operación inicial 10. Disponibilidad de suministro externo 11. Generador diésel	
<u>Flujo bifásico bombas</u> 1. Caudal 2. Presión 3. Potencia 4. Descarga de Nitrógeno 5. Presión Parcial no condensables					

		<u>Modelos físicos de barra caliente</u> <ol style="list-style-type: none">1. Factor local de pico de punto caliente2. Conductividad del combustible3. Coeficiente de transferencia calor gap4. Conductividad del combustible después de la rotura5. Densidad del combustible después de la rotura6. Tasa de reacción de la vaina7. Presión interna de la barra8. Temperatura rotura9. Tensión rotura	
--	--	---	--

Tabla 4.2. Lista de parámetros valorados a partir de los PIRT

Parámetros con distribución normal	Valor nominal (Unidades)	Factor	Min	Max	Par. Ref.	Val. Ref.
Initial thermal power	3250 (MW)	Mult.	0.98	1.02	[B]	[3]
Peaking factor	1.2468 (-)	Mult.	0.95	1.05	[B]	[3]
Hot gap size average	5.4e-5 (m)	Mult.	0.8	1.2	[B]	[3]
Hot gap size hot rod	5.4e-5 (m)	Mult.	0.8	1.2	[B]	[3]
Residual power multiplier	1 (-)	Mult.	0.92	1.08	[B]	[3]
UO ₂ thermal conductivity	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[3]
UO ₂ specific heat	1 (-)	Mult.	0.98	1.02	[B]	[3]
Intact loops pump speed multiplier	1 (-)	Mult.	0.98	1.02	[B]	[3]
Break loop pump speed multiplier	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[3]
Accumulator pressure setpoint	4.14 (MPa)	Add.	-0.2	0.2	[B]	[3]
Accumulator liquid temperature	334 (K)	Add.	-10	10	[B]	[3]
LPI mass flow rate	88 (kg/s)	Mult.	0.95	1.05	[B]	[3]
Initial pressurizer pressure	15.5 (MPa)	Add.	-0.1	0.1	[B]	[3]
Initial pressurizer level	8.8 (m)	Add.	-0.1	0.1	[A, B]	[3]
Initial total primary mass flow rate	17357 (kg/s)	Mult.	0.96	1.04	[B]	[3]
Initial cold legs average temperature	565 (K)	Add.	-2	2	[B]	[3]
Parámetros con distribución lognormal	Valor nominal (Unidades)	Factor	Min	Max	Par. Ref.	Val. Ref.
Accumulator loss coeff.	1 (-)	Mult.	0.5	2	[B]	[3]
Surge line loss coeff.	1 (-)	Mult.	0.5	2	[B]	[3]
Parámetros con distribución uniforme	Valor nominal (Unidades)	Factor	Min	Max	Par. Ref.	Val. Ref.
Core loss coeff.	0.51 (-)	Mult.	0.95	1.05	[A]	[1]
Bypass loss coeff.	13.575 (-)	Mult.	0.95	1.05	[A]	[1]
Downcomer loss coeff.	0.54 (-)	Mult.	0.95	1.05	[A]	[1]
Low core plate loss coeff.	0.2 (-)	Mult.	0.95	1.05	[A]	[1]
Break cold leg loss Coeff.	0.68 (-)	Mult.	0.95	1.05	[B]	[1]
Vessel liquid wall friction multiplier	1 (-)	Mult.	0.95	1.05	[B]	[2]
Wall friction multiplier	1 (-)	Mult.	0.95	1.05	[B]	[2]
Liquid choke flow coeff.	1 (-)	Mult.	0.95	1.05	[B]	[2]
Vapour/two-phase choke flow coeff.	1 (-)	Mult.	0.95	1.05	[B]	[2]
Gas-gap heat transfer Coeff.	6300 (W/m ² K)	Mult.	0.9	1.1	[C]	[1]
gap conductance coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[C]	[2]
Clad thermal conductivity	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[C, P]	[2]
Clad density	6551.4 (kg/m ³)	Mult.	0.95	1.05	[B, P]	[3]
Maximum containment pressure	3.5e5 (Pa)	Mult.	0.85	1.15	[B]	[3]
Single phase liquid to wall heat transfer coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Nucleate boiling heat transfer coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Single phase vapor to wall heat transfer coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Dispersed flow film boiling heat transfer coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Film to transition boiling Tmin criterion	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[W]	[2]

Transition boiling heat transfer coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Critical Heat Flux (CHF) multiplier	1 (-)	Mult.	0.8	1.2	[B]	[2]
Form loss coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Interfacial drag (bubbly) coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Interfacial drag (churn) coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Interfacial drag (annular) coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Interfacial drag (droplet) coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Interfacial drag (dispersed flow film boiling) coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Interfacial drag (inverted slug flow) coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Interfacial drag (inverted annular flow) coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Wallis c for counter current flow limitation	0.8625 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Accumulator liquid volume	10.564 (m ³)	Add.	-0.5	0.5	[A, W]	[3]
Accumulator gas volume	13.583 (m ³)	Add.	-0.8	0.8	[A, W, C]	[3]
Vapor to wall inverted annular heat transfer coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Liquid to wall inverted annular heat transfer coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[B]	[2]
Initial upper head temperatura	570 (K)	Add.	0	10	[B]	[3]
Liquid to interface bubbly-slug heat transfer coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[S]	[2]
Liquid to interface annular-mist heat transfer coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[S]	[2]
Liquid to interface transition heat transfer coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[S]	[2]
Liquid to interface stratified heat transfer coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[S]	[2]
Vapor to interface bubbly-slug heat transfer coeff.	1 (-)	Mult.	0.9	1.1	[S]	[2]
Vapor to interface anular-mist heat transfer coeff.	1(-)	Mult.	0.9	1.1	[S]	[2]
Vapor to interface transition heat transfer coeff.	1(-)	Mult.	0.9	1.1	[S]	[2]
Vapor to interface stratified heat transfer coeff.	1(-)	Mult.	0.9	1.1	[S]	[2]
Subcooled boiling heat transfer coeff.	1(-)	Mult.	0.9	1.1	[S]	[2]
Departure from nucleate boiling/CHF	1(-)	Mult.	0.9	1.1	[S]	[2]
Fuel thermal conductivity before burst coeff.	1(-)	Mult.	0.9	1.1	[W]	[2]
Cladding metal-water reaction rate coeff.	1(-)	Mult.	0.9	1.1	[W]	[2]
Rod internal pressure coeff.	1(-)	Mult.	0.9	1.1	[W]	[2]
Burst temperature coeff.	1(-)	Mult.	0.9	1.1	[W]	[2]
Burst strain coeff.	1(-)	Mult.	0.9	1.1	[W]	[2]

Ref Par. A: Areva, B: BEMUSE, C: CSAU, P: PREMIUM, S: Sensibilidad y W: Westinghouse.

Referencia. 1: TRACE Pressurized Water Reactor Modeling Guidance. NRC, 2: Valor de defecto del *Input* del typical PWR de la carpeta samples del SNAP y 3: Especificaciones del BEMUSE.

4.4 Descripción del modelo TH

Como modelo de trabajo se ha escogido un “typical PWR” de tipo Westinghouse de 4 lazos, cuya referencia es la central nuclear de Zion con una potencia nominal de 3250 MW térmicos y se han seguido las instrucciones y recomendaciones del proyecto BEMUSE (Perez, et al., 2011).

El modelo termohidráulico empleado se ha adaptado para simular completamente el primario y secundario con los sistemas de operación y de seguridad necesarios. Entre ellos se encuentran cuatro inyecciones de seguridad a alta y baja presión, independientes para cada lazo, cuatro acumuladores dispuestos en las ramas frías de los lazos del primario, a la entrada de la vasija.

Se ha partido del modelo de muestra distribuido que viene en el paquete de SNAP. Este modelo consta de 3 lazos intactos colapsados en 1, y la una vasija de reactor unidimensional (1D). Partiendo del mismo, se ha separado el lazo colapsado en los 3 lazos originales, se ha implementado una vasija tridimensional (3D) con un componente *VESSEL*.

Se ha realizado un modelo “completo”, en el cual existe una nodalización muy pormenorizada y exhaustiva de la vasija (RPV), y en donde se consigue, por tanto, una representación espacial tridimensional detallada de la temperatura en el núcleo. Este nivel de detalle sin embargo provoca unos tiempos de ejecución muy elevados, por lo que para la realización del análisis de las incertidumbres se ha realizado también un modelo “reducido”, en el cual se pierde un poco de detalle en la vasija, pero se gana en reducción del tiempo de ejecución, sin perder excesiva precisión en el resultado.

En cuanto a los sistemas y funciones de seguridad del primario reproducidos en el modelo de TRACE se encuentran.

- Acumuladores: 3 Acumuladores independientes, uno en cada rama fría de los lazos intactos, controlados por la presión de su lazo.
- Inyección de seguridad a baja presión (*LPIS*): Como en el caso de los acumuladores, una inyección en rama fría por lazo intacto, controlada por la presión de su lazo. Cada inyección está modelada con un componente *BREAK* unido a un componente *PUMP* de tipo Single Junction Component (*SJC*).

Respecto al sistema secundario (Figura 4.3):

- Secundario de los generadores de vapor de cada uno de los 4 lazos, con descargas independientes.
- Se controla la inyección de agua de alimentación para mantener el nivel del secundario de los generadores de vapor, así como la presión.

- Se controla la válvula de descarga de vapor a turbina para obtener la temperatura de rama fría en el primario requerida.

La Figura 4.2 y la Figura 4.3 muestran una vista del primario y del secundario, respectivamente del modelo termohidráulico empleado, utilizando el programa SNAP (Applied Programming Technology, 2012).

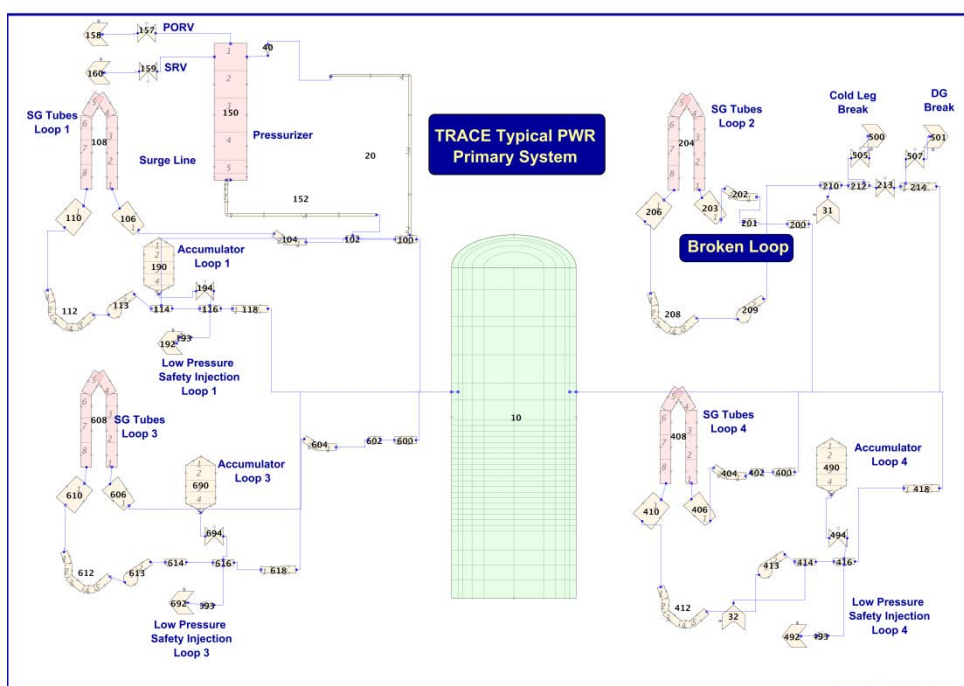


Figura 4.2. Vista de SNAP del primario del typical PWR realizado para TRACE

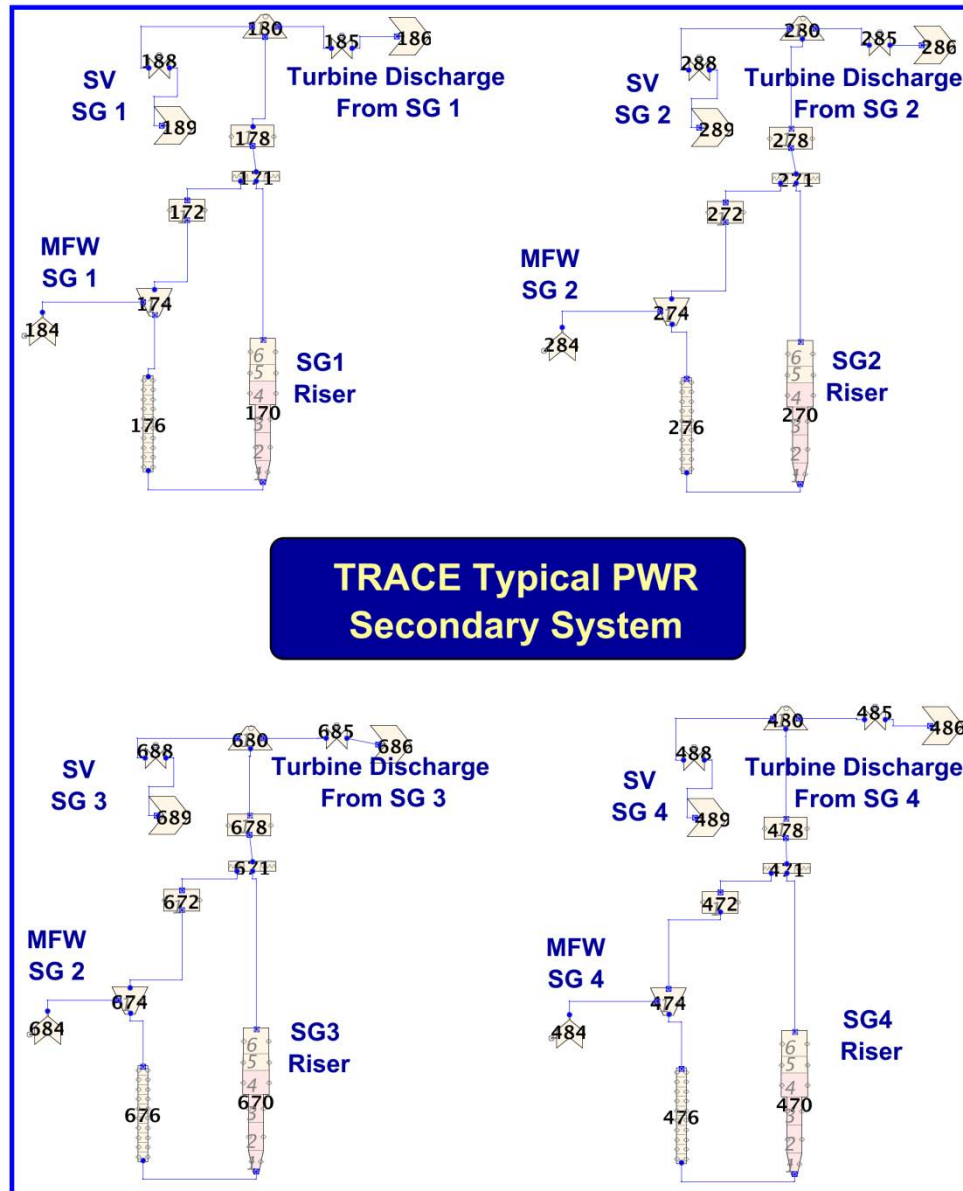


Figura 4.3. Vista de SNAP del secundario del typical PWR realizado para TRACE

4.5 Resultados

En este apartado se muestran los resultados obtenidos de aplicar el análisis de incertidumbre de la metodología BEPU presentada en el Capítulo 3. Para realizar el análisis de incertidumbre nos vamos a centrar en la variable de salida de la PCT, tal como se ha comentado en el apartado 4.2.

4.5.1 Evolución de la PCT para el caso base

En primer lugar se ha simulado con el código TRACE un caso base con los parámetros de entrada con sus valores nominales obteniéndose los resultados que se muestran en la Figura 4.4. Para este caso base se obtiene una PCTmax de 1221.1 K.

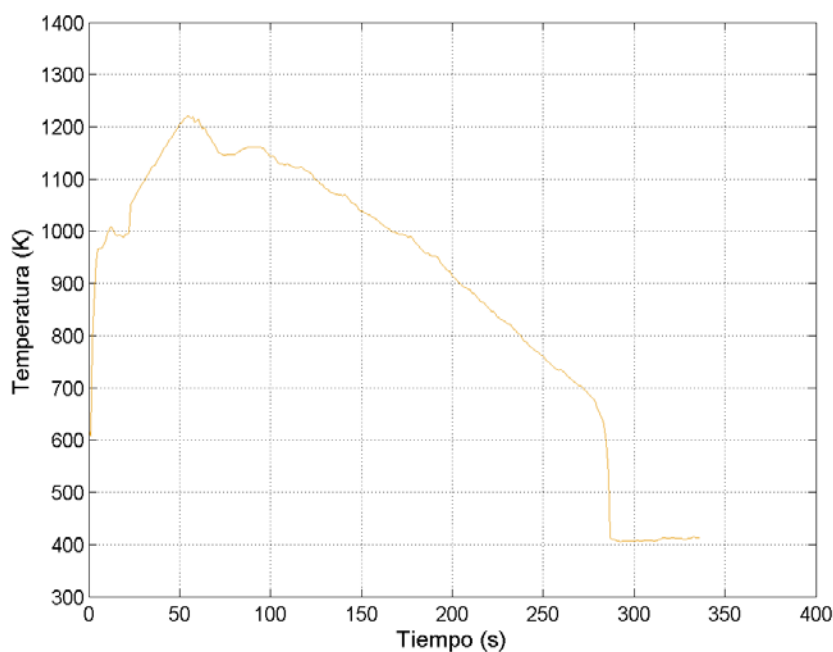


Figura 4.4. Evolución de la PCT en el caso base

4.5.2 Obtención del percentil 95 de la PCTmax como valor de referencia

Para la obtención del percentil 95 de la PCTmax, se ha realizado un total de $Z=1000$ simulaciones del transitorio variando los parámetros de entrada según sus funciones de distribución (ver Tabla 4.2). Los resultados de estas 1000 simulaciones se muestran en la Figura 4.5, donde se observa que la evolución de la PCT tiene similitud en cuanto a la forma para todos los casos, pero con diferencias en cuanto a los valores máximos que se alcanzan de la PCT y al tiempo en el que se produce el remojado del núcleo.

Estas simulaciones han sido utilizadas para construir tanto el histograma como la función de distribución empírica de la PCT. Estas distribuciones se han tomado como referencia para la comparación de los resultados obtenidos con los diferentes métodos propuestos de análisis de incertidumbre para la estimación de los parámetros de interés, en este caso concreto el límite de tolerancia con nivel 95/95.

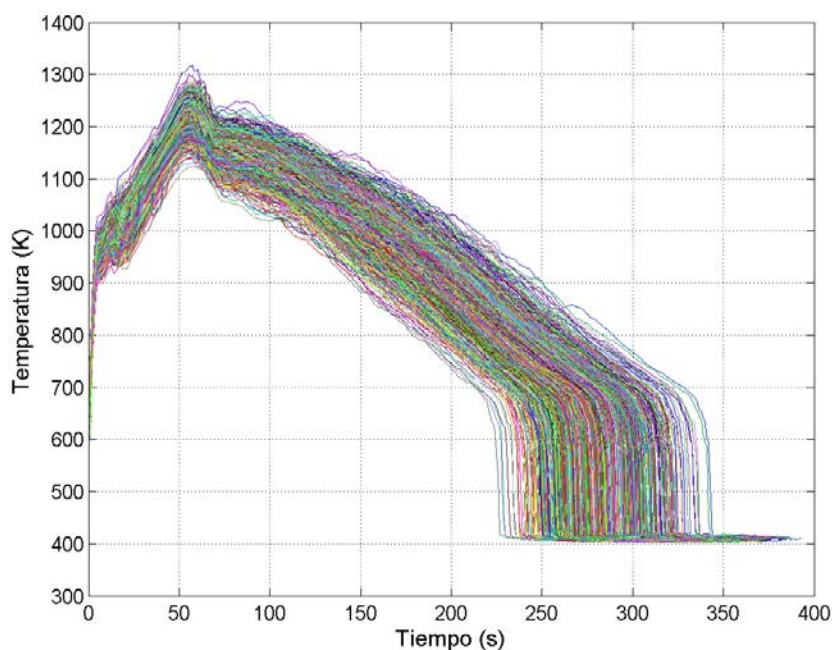


Figura 4.5. Evolución máxima temperatura de vaina para las 1000 simulaciones

En la Figura 4.6 se muestran el histograma correspondiente a las 1000 simulaciones del transitorio y la función de distribución empírica. Tal como se observa, se ha marcado el percentil 95 de la PCT, que se sitúa en un valor de 1259.5 K. Este valor es el que se va a tomar como referencia para compararlo con los límites de tolerancia con nivel 95/95 obtenidos con los diferentes métodos de estimación.

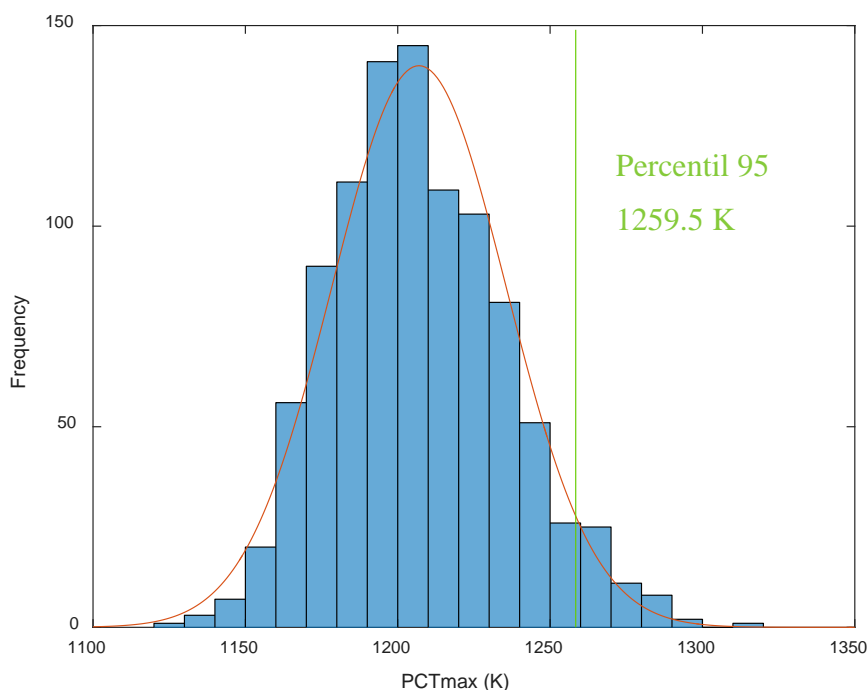


Figura 4.6. Histograma correspondiente a las 1000 simulaciones del transitorio y función de distribución acumulada de la variable PCT

4.5.3 Análisis de incertidumbre: métodos no paramétricos

Se ha realizado el análisis de incertidumbre utilizando los métodos de Wilks (W), Beran-Hall (BH), Hutson (HU) y Bootstrap (BO) explicados en el Capítulo 3. Las estimaciones del límite de tolerancia con nivel 95/95 se han realizado para los estadísticos de primer, segundo, tercer y cuarto orden, a los que corresponden unos tamaños de muestra $n = \{59, 93, 124, 153\}$ respectivamente.

Para obtener el límite de tolerancia con nivel 95/95 se extrae aleatoriamente un subconjunto de n muestras de los parámetros de entrada de las $Z=1000$ simulaciones realizadas con TRACE junto con los resultados de la PCTmax correspondientes. Este proceso se repite $N=999$ veces. Así pues, el análisis de incertidumbres se realiza N veces para cada tamaño de muestra n con la finalidad de obtener las estimaciones de

los límites de tolerancia con nivel 95/95 para los cuatro métodos de análisis de incertidumbres.

Los resultados de las N repeticiones de los análisis de incertidumbre se muestran en la Tabla 4.3 y se encuentran representados gráficamente en la Figura 4.7 utilizando un diagrama de cajas y bigotes de los límites de tolerancia con nivel 95/95 de la PCTmax para los diferentes valores de n . En la Figura 4.7, además, se ha marcado el valor del STLref, que se ha obtenido como el percentil 95 de las $Z=1000$ simulaciones realizadas con TRACE.

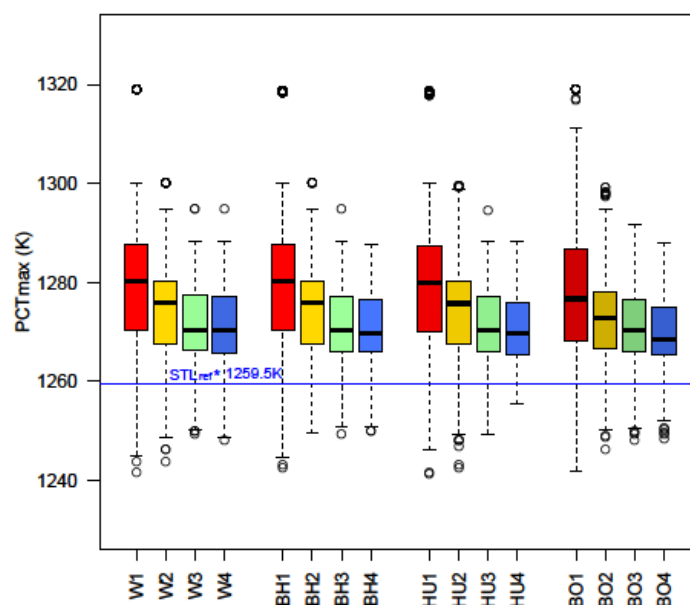
Como se realizan $N=999$ repeticiones para cada n , se pueden obtener las medias y las desviaciones típicas de dichas repeticiones. Así pues, el estadístico de primer orden ($n=59$) obtenido con el método de Wilks presenta una media de 1280.97 K. Además, se observa que existe una dispersión en los resultados obtenidos con las diferentes repeticiones, la cual se corresponde con una desviación típica de 14.62 K. Los métodos alternativos basados en los estadísticos de orden fraccionales presentan resultados similares a los obtenidos con Wilks para el mismo tamaño de muestra ($n=59$), ya que las medias para los métodos de Beran-Hall y Hutson son 1280.98 K y 1280.62 K respectivamente y sus dispersiones son prácticamente idénticas a la que se obtiene con el método de Wilks, puesto que los resultados de Beran-Hall proporcionan una desviación típica de 14.5 K y los de Hutson de 14.38 K. Por otra parte, los resultados del método de Bootstrap proporcionan un valor de la media ligeramente inferior al resto (1277.38 K) y también una menor dispersión con una desviación típica de 13.29 K.

Para el tamaño de muestra $n=93$, se obtienen unos resultados similares a los obtenidos para $n=59$, donde los valores más pequeños para la media y para la desviación típica se vuelven a obtener con el método de Bootstrap. Concretamente, se obtienen unos valores de 1272.78 K y 8.7 K para la media y la desviación típica respectivamente. Los otros métodos proporcionan valores similares, aunque ligeramente superiores a los obtenidos con el método de Bootstrap.

Para los tamaños de muestra más elevados ($n=124$ y 153), los resultados tienden a igualarse más para todos los métodos de análisis de las incertidumbres. Los métodos de Hutson y Bootstrap proporcionan una menor dispersión de los resultados comparados con Wilks y el método de Beran-Hall. Por ejemplo, para $n=153$, Bootstrap presenta una desviación típica de 6.19 K, menor que Hutson (6.53 K), Beran-Hall (6.67 K) y Wilks (7.28 K). En lo correspondiente a los valores de las medias, son prácticamente iguales para los cuatro métodos.

Tabla 4.3. Resultados de los límites de tolerancia con nivel 95/95 para cada método

Método	Media	Desv. Std.	Mínimo	Máximo
Wilks n=59	1280.97	14.62	1241.6	1318.9
Wilks n=93	1274.06	9.13	1243.6	1300.0
Wilks n=124	1271.78	7.71	1249.2	1294.7
Wilks n=153	1271.33	7.28	1248.1	1294.7
Beran-Hall n=59	1280.98	14.50	1242.5	1318.7
Beran-Hall n=93	1273.88	9.10	1249.6	1300
Beran-Hall n=124	1271.28	7.27	1249.4	1294.7
Beran-Hall n=153	1270.30	6.67	1250.0	1287.6
Hutson n=59	1280.62	14.38	1241.1	1318.6
Hutson n=93	1274.19	9.19	1242.6	1299.6
Hutson n=124	1271.24	7.23	1249.4	1294.6
Hutson n=153	1270.36	6.53	1255.4	1288.2
Bootstrap n=59	1277.38	13.29	1241.9	1318.9
Bootstrap n=93	1272.78	8.70	1246.2	1299.2
Bootstrap n=124	1271.04	7.26	1248.1	1291.8
Bootstrap n=153	1269.42	6.19	1248.5	1288.0



*STLref se calcula como el percentil 95 de la distribución de referencia Z.

Figura 4.7. Diagrama de bigotes y cajas para las estimaciones de los límites de tolerancia con nivel 95/95

4.5.4 Métricas de rendimiento

La utilización de las métricas de rendimiento presentadas en el Capítulo 3 permiten realizar una comparativa entre los resultados que proporcionan los diferentes métodos de análisis de las incertidumbres. Además de los estadísticos "clásicos", es necesario evaluar la bondad de los métodos en términos de cobertura y conservadurismo comparado con el valor real de la variable de seguridad, p.ej. el percentil 95 de la función de distribución real de la PCTmax.

La Tabla 4.4 muestra la cobertura media (CM), la desviación típica de la cobertura (CD), el coeficiente de variación de la cobertura (CV) y el conservadurismo estimado para los métodos de Wilks, Beran-Hall, Hutson y Bootstrap.

Tabla 4.4. Métricas de rendimiento

Método de estimación	Cobertura Media (CM)	Desv. Típica (CD)	Coef. de Var. (CV)	Conservadurismo (CC)
Wilks n=59	98.47	1.55	1.57	96.6
Wilks n=93	97.94	1.42	1.45	96.4
Wilks n=124	97.67	1.32	1.35	96.2
Wilks n=153	97.62	1.30	1.33	96.5
Beran-Hall n=59	98.43	1.55	1.57	95.7
Beran-Hall n=93	97.91	1.43	1.46	95.3
Beran-Hall n=124	97.61	1.26	1.29	96.3
Beran-Hall n=153	97.47	1.23	1.27	95.3
Hutson n=59	98.37	1.59	1.62	95.0
Hutson n=93	97.89	1.50	1.53	94.6
Hutson n=124	97.57	1.25	1.29	96.2
Hutson n=153	97.47	1.16	1.19	96.5
Bootstrap n=59	98.10	1.70	1.73	93.0
Bootstrap n=93	97.73	1.41	1.45	94.6
Bootstrap n=124	97.58	1.30	1.34	95.2
Bootstrap n=153	97.32	1.17	1.20	95.6

En la Tabla 4.4 se observa que todos los métodos empleados proporcionan buenos resultados de CM, sobre el 97-98%. En términos de dispersión, los valores de CD son bastante parecidos para los diferentes métodos, aunque para los tamaños de muestra más elevados ($n=124$ y 153) los métodos de Bootstrap y de Hutson presentan mejores resultados que los obtenidos con los métodos de Beran-Hall y de Wilks. En particular, el método de Wilks presenta los peores resultados en cuanto a la dispersión se refiere para $n=124$ y $n=153$.

Por otro lado, Beran-Hall y Wilks son más robustos si se comparan con Bootstrap y Hutson para tamaños de muestra más pequeños ($n=59$ y 93) basándonos en la métrica CV, mientras que la robustez de los métodos de Bootstrap y Hutson se incrementa a medida que aumenta el tamaño de muestra, es decir para $n=124$ y 153 .

En cuanto a la métrica CC, los métodos de Hutson y de Bootstrap proporcionan valores más pequeños que el 95% para $n=93$ y $n=59$ y 93 respectivamente, mientras que los valores obtenidos con los métodos de Wilks y de Beran-Hall son superiores al 95% para cualquier tamaño de muestra n . De forma general, tanto Beran-Hall como Wilks son métodos conservadores para cualquier tamaño de muestra, siendo el primero menos conservador que Wilks atendiendo a la métrica CC.

4.6 Conclusiones

En este caso de aplicación, el estudio de incertidumbres se ha centrado en los métodos no paramétricos, comparándolos con el método de Wilks que es el utilizado habitualmente en los análisis de incertidumbre de simulaciones termohidráulicas. Dicho análisis de incertidumbre se ha llevado a cabo obteniendo el límite de tolerancia con nivel 95/95 para los distintos métodos.

Para tamaños de muestra pequeños ($n=59$ y 93), Bootstrap reduce la dispersión en las estimaciones de los límites de tolerancia con nivel 95/95, pero puede ser ligeramente no conservador en algunas circunstancias. Basándonos en las métricas de rendimiento, para estos tamaños de muestra, los mejores métodos serían Beran-Hall y el método de Wilks.

Para tamaños de muestra más elevados ($n=93$ y 124), los métodos de Bootstrap y de Hutson son preferibles a los métodos de Wilks y de Beran-Hall puesto que proporcionan mejores resultados, siendo Hutson el mejor en términos de métricas de rendimiento, pero con el método de Bootstrap destacando en cuanto a términos de baja dispersión de los límites de tolerancia con nivel 95/95 calculados.

Capítulo 5

Aplicación de la metodología BEPU a un transitorio SBLOCA en una instalación experimental (PKL)

La agencia nuclear de la energía (NEA, por sus siglas en inglés), en el ámbito de la seguridad nuclear, auspicia diversos programas cuyo objetivo consiste en realizar experimentos en diferentes instalaciones experimentales (Carlos, Villanueva, Martorell, & Serradell, 2011), (Reventos, et al., 2008). (Umminger, Dennhardt, Schollenberger, & Schoen, 2011). Entre estos programas, se encuentra el proyecto OECD/NEA PKL-III (AREVA, 2012).

Este programa está enfocado en la investigación de medidas de seguridad y mecanismos complejos de transferencia de calor que ocurren en las centrales nucleares de tipo PWR tanto para las plantas actuales como para nuevos diseños (Umminger, Mandl, & Wegner, 2002). Dentro del citado proyecto se encuentra el experimento G7.1, en el que se reproduce un SBLOCA en una de las ramas calientes del reactor, que es el experimento sobre el cual se va a implementar la metodología BEPU a lo largo de este capítulo de la presente tesis doctoral. Dicho experimento está ampliamente estudiado por diferentes grupos de investigación que han participado en el programa PKL-III (Coscarelli, Del Nevo, & D'Auria, 2013) (Jonnet, Stempniewicz, de With, & Wakker, 2013) y formó parte de una comparación de las evoluciones de las variables más importantes en las instalaciones PKL y ROSA/LSTF (Carlos, et al., 2016). En este capítulo se aplica la metodología BEPU presentada en el capítulo 3 para un transitorio de tipo SBLOCA en la instalación experimental PKL.

5.1 Descripción del transitorio

5.1.1 Descripción de la instalación PKL

La instalación experimental PKL (Primärkreislauf-Versuchsanlage) es un modelo reducido de un reactor tipo KWU de agua ligera a presión de 1300 MW eléctricos. En concreto, la planta de referencia de esta instalación es Philippsburg II.

La instalación PKL modela el sistema primario completamente y las partes más esenciales del sistema secundario de la planta de referencia, que comprenden los secundarios de los cuatro generadores de vapor y sus sistemas de seguridad sin modelar la turbina ni el condensador. Las cotas de la instalación PKL se encuentran escaladas a 1:1, mientras que los volúmenes y flujos máscos están escalados a 1:145 para mantener el número de Froude. La instalación está equipada con cuatro lazos en el primario, dispuestos de modo simétrico alrededor de la vasija del reactor (RPV), como se muestra en la Figura 5.1. El núcleo se simula mediante 314 calentadores eléctricos con una potencia total de 2.5 MW, siendo este valor el 10% de la potencia térmica nominal escalada a 1:145. La presión máxima de diseño es de 45 bares en el sistema primario y de 56 bares en el secundario. Estas presiones máximas permiten simular un amplio rango de temperaturas (desde 522K hasta 322K), pero no permiten simular las fases de alta presión de algunos eventos.

PKL ha sido diseñada, construida y operada por Siemens/KWU (ahora Framatome ANP GmbH). Su misión es la de investigar de forma experimental los procesos termohidráulicos en los sistemas primario y secundario de un PWR durante el desarrollo de varios escenarios accidentales con y sin pérdida de refrigerante.

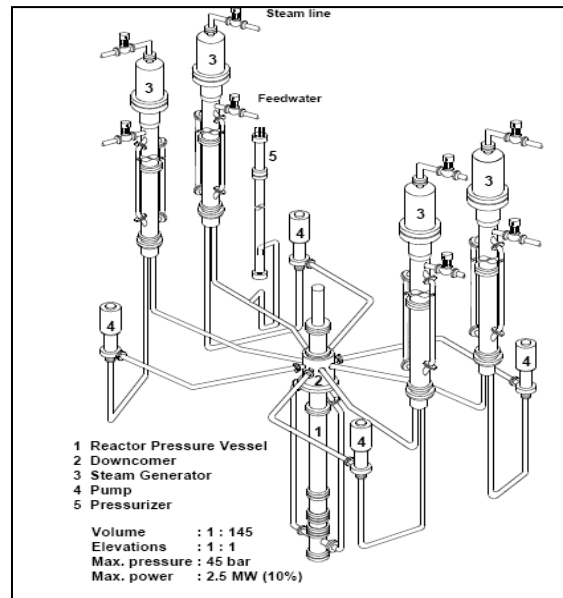


Figura 5.1. Esquema de la instalación PKL

El sistema de refrigeración del reactor (RCS) comprende la vasija que a su vez contiene los calentadores que simulan el núcleo del reactor, los cuatro lazos con las bombas de refrigeración y los generadores de vapor y, además, en uno de sus lazos se dispone el presionador.

El presionador está conectado al RCS mediante la tubería de compensación. En la Figura 5.1 se muestra el esquema de la instalación PKL en la que se observa la disposición de cada uno de los lazos alrededor de la vasija del reactor con los equipos ya citados.

La instalación, también dispone de los principales sistemas de seguridad y sistemas auxiliares, entre los que se encuentran:

Ocho acumuladores, uno en cada una de las ramas frías y de las ramas calientes; cuatro inyecciones independientes para el sistema de inyección de seguridad de alta presión y cuatro para el de baja presión; el sistema de extracción de calor residual (RHR por sus siglas en inglés); y el sistema para el control de la presión del presionador.

5.1.2 Descripción del experimento

El experimento G7.1 reproduce un accidente SBLOCA en la rama caliente del primario seguido de un fallo en el sistema de inyección de alta presión (HPIS, por sus siglas en inglés) y un fallo en el enfriamiento automático a través del secundario. La potencia generada en esta situación está fijada durante todo el experimento en un 18.4% de la potencia máxima que permiten alcanzar las resistencias eléctricas de la instalación. En estas condiciones, la actuación propuesta para mitigar el accidente consiste en una despresurización manual del sistema secundario, para conseguir un descenso de la presión del sistema primario hasta llegar al punto de tarado de los acumuladores, lo que provocará su actuación y, posteriormente, la del sistema de inyección de baja presión (LPIS, por sus siglas en inglés). Esta secuencia accidental está diseñada para investigar la fenomenología que se produce durante el calentamiento en el núcleo y para comprobar la efectividad de la despresurización en el secundario, de manera que permita las actuaciones de los acumuladores y del LPIS.

Aunque la variable de seguridad de interés en este transitorio es la PCT, para evaluar cuándo se está produciendo el descubrimiento del núcleo se vigila la variable de seguridad temperatura de salida del núcleo (CET, por sus siglas en inglés), que es la señal que regula la actuación de las medidas de mitigación del accidente. Además, puesto que la variable de seguridad es la PCT, es interesante investigar cuál es la relación entre CET y PCT, de manera que se asegure que el valor de la CET fijado para que se inicien las medidas de mitigación del accidente mantiene la PCT en valores razonables de temperatura. En el experimento G7.1 el valor de tarado seleccionado para la CET es de 623 K, así pues, cuando la CET supere este valor, comienza a producirse la despresurización en el secundario.

En la Tabla 5.1 se muestran los principales eventos que se producen durante el experimento:

Tabla 5.1. Eventos principales del experimento

Evento	Condición	Tiempo
Apertura de la válvula que simula la rotura	Comienzo del transitorio	500s
Despresurización del secundario	CET = 623 K	1800s
Inyección de los acumuladores	2.6MPa (26 bar)	2000s
Fin de la inyección de los acumuladores	1.0 MPa (10 bar)	2300s
Inicio del LPIS	0.8 MPa (8 bar)	2400s

5.2 Criterios de aceptación, FOMs y límites de seguridad

Para abordar el análisis de incertidumbre se debe determinar las variables de seguridad que se van a seguir (FOM) y los criterios de seguridad relevantes. Para el transitorio G7.1 se ha seleccionado la PCTmax como FOM que debe cumplir el criterio de seguridad fijado en la regulación CFR 50.46 de no superar los 1477 K (USNRC, 2007). La PCTmax, se obtiene como el máximo valor que alcanza la PCT, que es la variable de seguridad, durante el transitorio.

5.3 Identificación de la fenomenología física relevante y selección de las variables TH de entrada apropiadas

Otro aspecto importante en la metodología de análisis de incertidumbre es la selección de los parámetros inciertos. En este caso se han seleccionado los parámetros que proporciona la suite SNAP en el módulo para la cuantificación de la incertidumbre que se han detallado en la metodología (Ver Capítulo 3). Además, se han seleccionado las siguientes variables: la potencia, la conductividad y el calor específico de la vaina, los coeficientes del modelo de Choke Flow, tanto del líquido como de vapor (y bifásico) y el coeficiente del flujo crítico. Para los parámetros que siguen una distribución normal, con el objeto de impedir que los parámetros de inputs tomen en el muestreo valores no físicos, se aplica un truncamiento de ± 2 desviaciones típicas.

El número de parámetros alcanza la cantidad de 42 parámetros, y se muestran en la Tabla 5.2 junto con las variables estadísticas más importantes de cada uno de ellos. Este número de parámetros no es una limitación para aplicar el método de Wilks, sin embargo, sí que lo es para construir un metamodelo, puesto que las simulaciones necesarias para obtener los coeficientes del metamodelo crece con el número de parámetros que se consideren, por lo que es necesario reducir esta cantidad.

Tabla 5.2. Parámetros de entrada iniciales

Parámetros normales	Media	Desv. Típica	Valor nominal	Unidades
Potencia	1.00	0.01	0.46	MW
Conductividad térmica de la vaina	1.00	0.05	Tabla ¹	W/m K
Calor específico de la vaina	1.00	0.01	Tabla ²	J/Kg K

Parámetros uniformes	Min	Max	Valor nominal	Unidades
Coeficiente <i>choke flow</i> para líquido	0.90	1.10	1.10	(-)
Coeficiente <i>choke flow</i> para bifásico y vapor	0.90	1.10	0.96	(-)
Coeficiente del flujo crítico	0.90	1.10	1.00	(-)
bubSlugLiqIntHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
annMistLiqIntHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
transLiqIntHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
stratLiqIntHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
bubSlugVapIntHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
annMistVapIntHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
transVapIntHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
stratVapIntHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
singlePhaseLiqWallHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
singlePhaseVapWallHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
filmTransBoilTMin	0.90	1.10	1.00	(-)
dispFlowFilmBoilHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
subBoilHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
nucBoilHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
DNBCHF	0.90	1.10	1.00	(-)
transBoilHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
gapConductance	0.90	1.10	1.00	(-)
fuelThermalCond	0.90	1.10	1.00	(-)
cladMWRX	0.90	1.10	1.00	(-)
fuelRodIntPress	0.90	1.10	1.00	(-)
burstTemp	0.90	1.10	1.00	(-)
burstStrain	0.90	1.10	1.00	(-)
wallDrag	0.90	1.10	1.00	(-)
formLoss	0.90	1.10	1.00	(-)
bubblyIntDrag	0.90	1.10	1.00	(-)
dropletIntDrag	0.90	1.10	1.00	(-)
bubSlugIntDragBundle	0.90	1.10	1.00	(-)
bubSlugIntDragVessel	0.90	1.10	1.00	(-)
annMistIntDragVessel	0.90	1.10	1.00	(-)
dffbIntDrag	0.90	1.10	1.00	(-)
invSlugIntDrag	0.90	1.10	1.00	(-)
invAnnIntDrag	0.90	1.10	1.00	(-)
tempFlood	0.90	1.10	1.00	(-)
lengthFlood	0.90	1.10	1.00	(-)
invAnnVapWallHTC	0.90	1.10	1.00	(-)
invAnnLiqWallHTC	0.90	1.10	1.00	(-)

¹Tabla de conductividades térmicas de la vaina según la temperatura.

²Tabla de calor específico de la vaina según la temperatura.

5.4 Descripción del modelo TH

Para realizar el estudio de incertidumbre, el transitorio ha sido simulado con el código TH TRACE, para el que se ha construido un modelo de la instalación PKL. En la Figura 5.4 se muestra una vista proporcionada por SNAP del modelo realizado con TRACE de la instalación PKL, en la cual se puede observar la disposición de la rotura en la rama caliente del lazo 1, modelada utilizando componentes PIPE, VALVE unidos a un componente BREAK para que el modelo sea lo más parecido posible a la descarga que se realiza en la instalación. Los tubos en U de los generadores de vapor se han modelado con tres componentes PIPE para simular diferentes alturas de los tubos. Los secundarios de los generadores de vapor se han construido con componentes PIPE para el riser y el downcomer y el separador con un componente TEE. El presionador se encuentra en el lazo 2, y se conecta con la rama caliente del mismo mediante una tubería. La instalación dispone en cada una de las ramas frías de un acumulador conectado al lazo por una válvula de retención. Las inyecciones de seguridad a alta y a baja presión se han modelado como condiciones de contorno mediante componentes FILL y BREAK. Los sistemas de seguridad que intervienen en este transitorio son la despresurización del secundario, los acumuladores y el LPIS.

Los sistemas de seguridad de enfriamiento de emergencia están replicados en cada uno de los 4 lazos (4 acumuladores y 4 inyecciones del LPIS). En el secundario, los 4 generadores de vapor (GV) están conectados, por lo que la despresurización es homogénea.

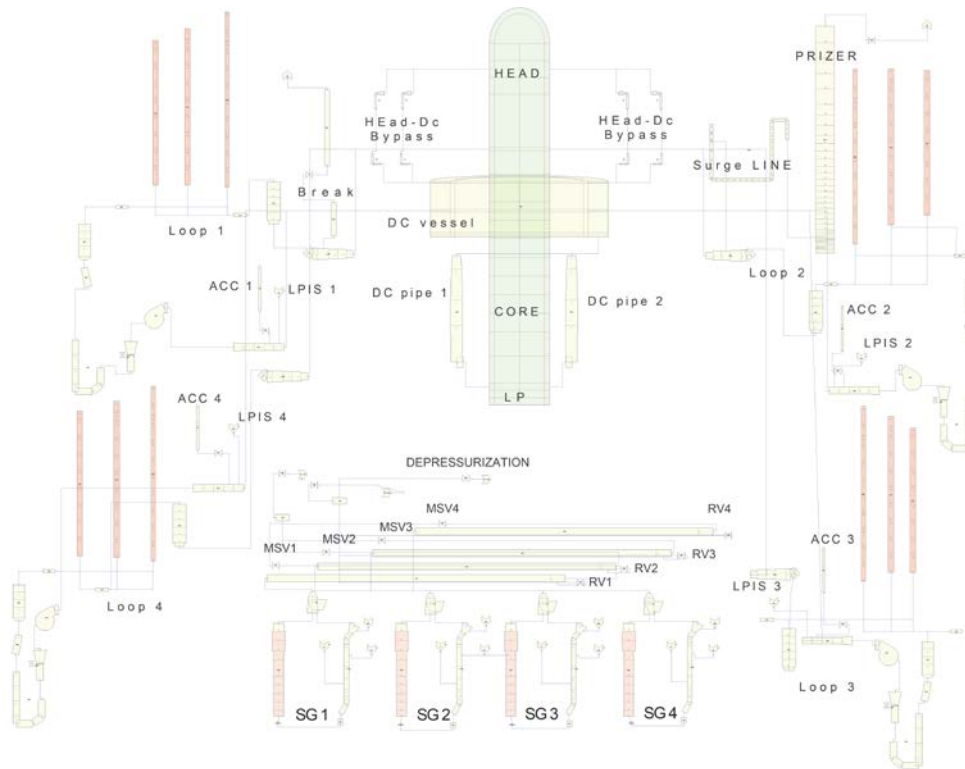


Figura 5.2. Vista de SNAP del modelo PKL realizado con TRACE

5.5 Resultados

5.5.1 Simulación del caso base

Antes de abordar el estudio de incertidumbres es necesario disponer de una simulación que reproduzca el comportamiento de la planta observado en el experimento. De este modo el experimento G7.1 ha sido simulado con TRACE patch 4, utilizando el modelo de la Figura 5.2.

En la Figura 5.3 se observa que las presiones del primario y del secundario se mantienen relativamente constantes en 45 bar desde el comienzo del transitorio hasta los 1500s, tanto para los resultados experimentales, como los calculados con TRACE. A partir de este instante, se observa un descenso en la presión del primario, debido a la pérdida de inventario que se ha producido por la descarga a través de la rotura, con lo que la presión del primario queda por debajo de la presión del secundario y se pierde el sumidero de calor.

Al descender la presión el primario se alcanza el tarado de los acumuladores que inyectan agua en el primario a partir de los 2000s y lo hacen hasta los 2300s, como muestra la Figura 5.4. Finalmente, a los 2400s de iniciado el transitorio se recupera la inyección de seguridad a través del LPIS lo que provoca un ligero aumento en la presión del sistema según los cálculos que no se observó en el experimento, tal como muestra la Figura 5.3, aunque no es relevante para la evolución del transitorio.

Uno de los objetivos principales de este experimento es conocer la evolución y la relación entre la temperatura del refrigerante a la salida del núcleo (CET) y la temperatura de la vaina (PCT), que se muestra en la Figura 5.5, puesto que la primera es la que inicia las diferentes medidas de mitigación del accidente y la segunda es la variable de seguridad. Así, en la Figura 5.5 se observa que sobre los 1800 s, la CET sobrepasa los 623K, y comienza la despresurización del secundario. Alrededor de los 2000s, la presión del primario desciende por debajo del punto de tarado de los acumuladores (26 bar), con lo que se produce la actuación de este sistema (ver Figura 5.4), lo cual produce una rápida bajada en la CET y en la PCT como muestra la Figura 5.5. A los 2400s la presión en el primario es inferior a 8 Bar y actúa el LPIS, y la instalación vuelve a situación estable.

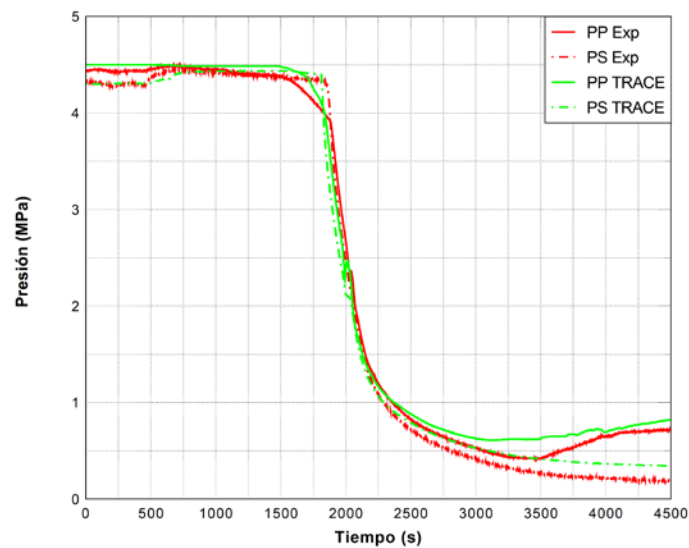


Figura 5.3. Presiones de los sistemas primario y secundario

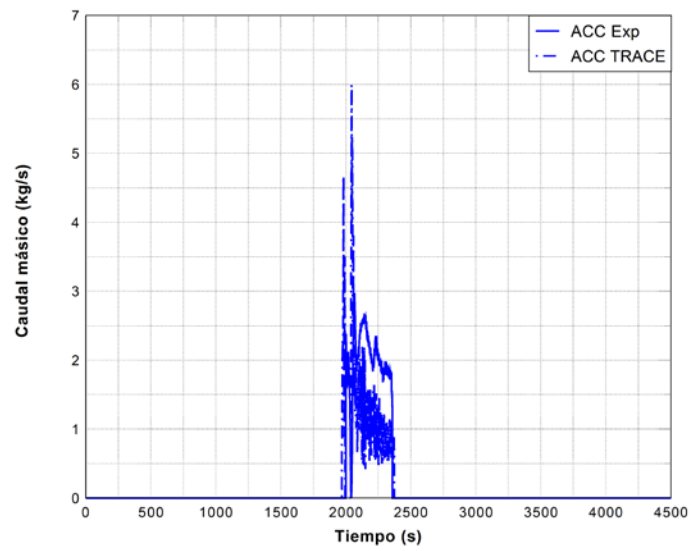


Figura 5.4. Inyección de los acumuladores

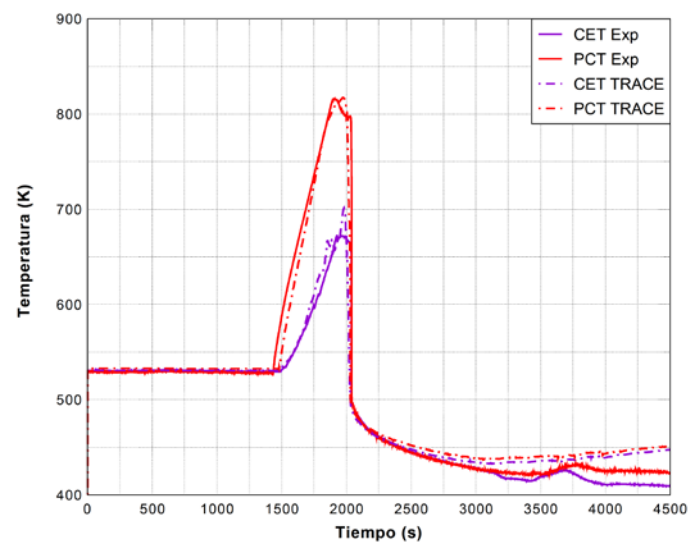


Figura 5.5. PCT y CET

Los cálculos realizados con TRACE concuerdan con los resultados experimentales en las variables importantes que marcan el transitorio como se observa en la Figura 5.5 y en la Figura 5.6. Además, las otras variables que se siguen para conocer el estado de la planta con más detalle pueden encontrarse en la referencia (Carlos, et al., 2016), en donde se observa que la simulación sigue los resultados experimentales. Por tanto, sobre la base de los resultados obtenidos con la simulación, que muestran una buena predicción del experimento, se va a realizar el análisis de incertidumbre.

5.5.2 Diseño de experimentos. Método de Plackett-Burman

Para poder reducir el número de parámetros se ha procedido a realizar un Diseño de Experimentos utilizando el método de Plackett-Burman. Para este estudio se ha partido de los 42 parámetros de la Tabla 5.2 con 2 niveles para cada parámetro. Siguiendo la metodología de Plackett-Burman, se necesitan 44 simulaciones para llevar a cabo el análisis, tal como se ha expuesto en el Capítulo 3 de la presente Tesis (Plackett & Burman, 1946).

Los resultados proporcionados por Plackett-Burman de las variables más importantes se muestran en la Tabla 5.3. En esta tabla los parámetros están clasificados según su efecto total sobre la variable de salida. También se muestra el T-Valor de estos parámetros, que es un valor normalizado obtenido a partir del efecto total, y que se puede comparar con un valor de contraste en un test de ANOVA donde el valor de α se ha fijado en 0.05.

El nivel de confianza para elegir los parámetros es $1-\alpha$ (0.95). Así pues, los parámetros que obtienen un p-valor inferior a 0.05 en el test de hipótesis son significativos. En concreto, los parámetros que tengan un T-Valor superior a 2.04 son significativos. Con esta metodología se ha conseguido reducir los parámetros a considerar en el estudio de incertidumbre, de los 42 iniciales a 13 que son los que han resultado al aplicar el diseño de experimentos, los cuales están expuestos en la Tabla 5.4, junto con la función de distribución de probabilidad y sus variables estadísticas más importantes.

Tabla 5.3. Resultados del experimento Plackett-Burman.

Parámetro	Efecto total	T-Valor	P-Valor
Potencia	-31.13	-6.92	0.000
singlePhaseVapWallHTC	-22.44	-4.99	0.000
Coefficiente <i>choke flow</i> para bifásico y vapor	21.84	4.85	0.000
nucBoilHTC	20.70	4.60	0.000
Conductividad térmica de la vaina	-18.46	-4.10	0.000
dffbIntDrag	-17.39	-3.87	0.001
wallDrag	14.28	3.17	0.003
bubSlugIntDragBundle	14.16	3.15	0.004
singlePhaseLiqWallHTC	-13.35	-2.97	0.006
burstStrain	-12.16	-2.70	0.011
invSlugIntDrag	-11.88	-2.64	0.013
bubSlugLiqIntHTC	10.70	2.38	0.024
annMistLiqIntHTC	9.28	2.06	0.048

Tabla 5.4. Parámetros de entrada seleccionados

Parámetro	Distribución	Min	Max	Media	Desv Típica	Valor
Potencia	Normal	0.98	1.02	1.00	0.01	0.46 MW
Conductividad térmica de la vaina	Normal	0.90	1.10	1.00	0.05	Tabla ¹
Coefficiente <i>choke flow</i> para bifásico y vapor	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	0.96
bubSlugLiqIntHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
annMistLiqIntHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
singlePhaseLiqWallHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
singlePhaseVapWallHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
nucBoilHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
burstStrain	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
wallDrag	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
bubSlugIntDragBundle	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
dffbIntDrag	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
invSlugIntDrag	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00

¹Tabla de conductividades térmicas de la vaina según la temperatura.

5.5.3 Análisis de incertidumbre: método de Wilks y metamodelo de tipo GAM

Con la finalidad de obtener la cuantificación de la incertidumbre se plantean dos métodos diferentes: el método de estadísticos de orden basado en la fórmula de Wilks y otro en el que el código termohidráulico se sustituye por un metamodelo basado en un modelo GAM. El análisis de incertidumbre se ha realizado siguiendo las etapas del esquema que se muestra en la Figura 5.6.

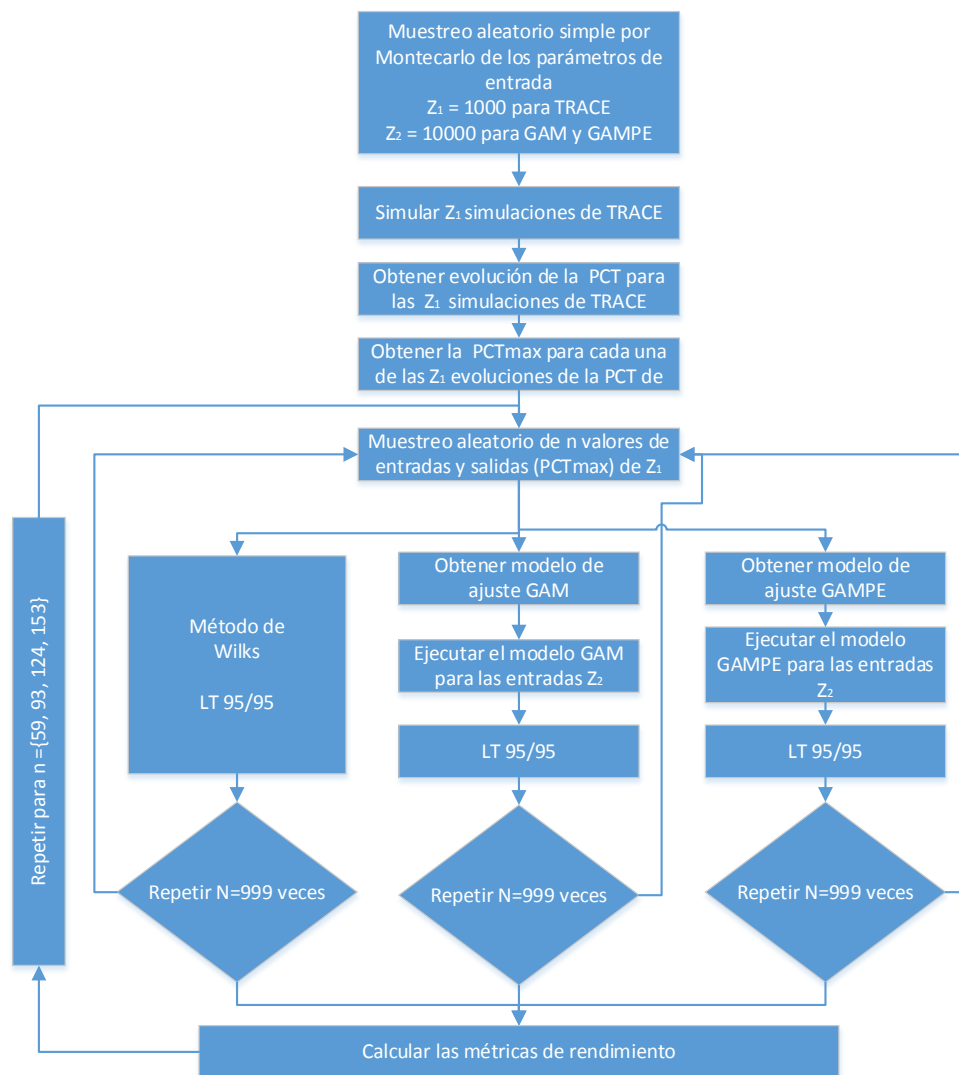


Figura 5.6. Esquema del análisis de incertidumbre

En primer lugar, se muestrean dos grupos de valores para los parámetros de entrada, de tamaño $Z_1 = 1000$, para realizar las simulaciones con el código TRACE, y $Z_2 = 10000$ para ser utilizadas por el modelo GAM, mediante muestreo aleatorio simple a partir de las PDFs de la Tabla 5.4. Con las Z_1 simulaciones del transitorio realizadas con TRACE, se extrae la variable de seguridad asociada con la FOM, es decir, la evolución de la PCT y se calcula el valor de la PCTmax (la FOM) para cada simulación. Las evoluciones de la PCT se muestran en la Figura 5.7, donde se observa que las curvas son similares en la forma, aunque con variaciones en la amplitud desde que se inicia el aumento de la PCT hasta que las inyecciones de seguridad consiguen disminuir este valor, así como en el valor máximo alcanzado por la PCT en cada simulación.

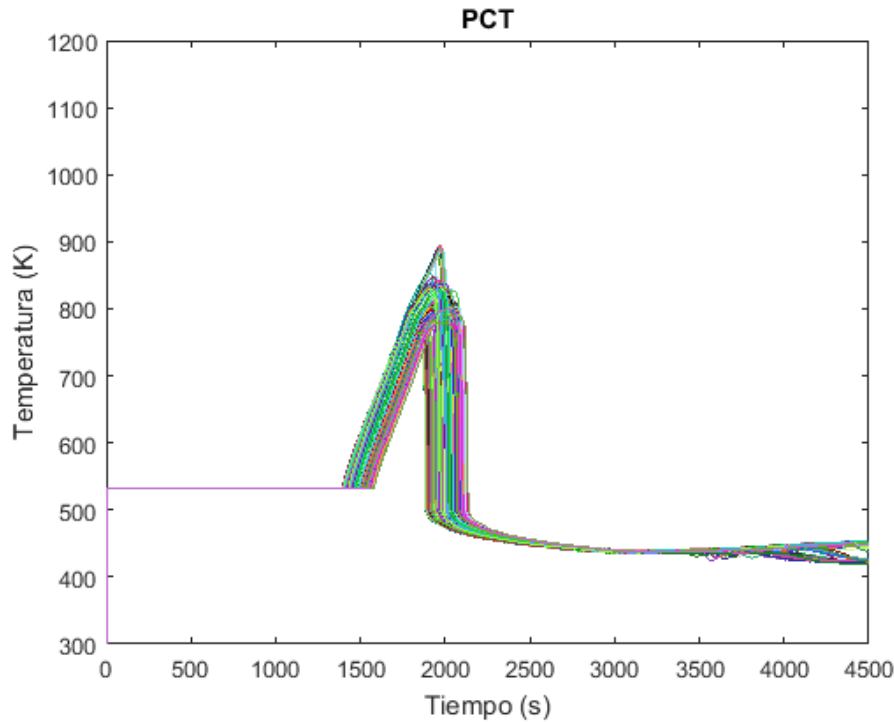


Figura 5.7. Evolución de la PCT de las simulaciones realizadas con TRACE

A partir de este conjunto de parámetros muestreados y su correspondiente PCTmax, se extrae aleatoriamente un subconjunto de tamaño n de los $Z_1=1000$ parámetros de entrada con su correspondiente FOM obtenida con el código TRACE. Este proceso se repite $N=999$ veces. El análisis de incertidumbre se aplica para los diferentes tamaños de $n = \{59, 93, 124, 153\}$ correspondientes a los tamaños muestrales que indica el método de Wilks para unos niveles de tolerancia/confianza de 95/95.

La Figura 5.8 muestra la PCTmax medida en el experimento G7.1 (816.2 K) y el valor de PCTmax que corresponde con el percentil 95 de la distribución de PCTmax resultante de las $Z1=1000$ simulaciones realizadas con TRACE y que servirá como referencia (835.8 K). Además, la Figura 5.9 también muestra la distribución de los límites de tolerancia con nivel 95/95 obtenidos de las $N=999$ repeticiones para los correspondientes n , tanto para el método de Wilks, como para los metamodelos GAM y GAMPE.

Para el método de Wilks, el límite de tolerancia con nivel 95/95 se obtiene ordenando los valores de la PCT de las submuestras, eligiendo el valor más alto, denominado estadístico de primer orden, cuando $n=59$. De manera similar se puede trabajar con estadístico de orden superior, segundo, tercer o cuarto orden, escogiendo el segundo, tercer o cuarto valor más alto, cuando las muestras son $n=93$, 124 o 153 respectivamente. Puesto que el procedimiento se repite $N=999$ veces, se puede estimar el valor medio y la desviación típica de los diferentes estadísticos de primer. Así pues, la media de los límites de tolerancia con nivel 95/95 para $n=59$ es de 863.2 K. Además, se muestra una dispersión muy grande entre las diferentes repeticiones, ya que la desviación típica es 23.6 K (ver Tabla 5.5).

En cuanto a los resultados obtenidos con el método de Wilks para el estadístico de segundo orden, se observa que siguen siendo conservadores, aunque no se alcanzan valores tan elevados como los del primer orden. La media de las $N=999$ repeticiones realizadas para el cálculo del límite de tolerancia con nivel 95/95 con $n=93$ (segundo orden) se sitúa en 851.9 K, que es alrededor de 10 K menor que el límite de tolerancia con nivel 95/95 calculada con $n=59$, y se reduce también la dispersión, aunque sigue siendo elevada, ya que su desviación típica es de 19.1 K.

Aplicando el estadístico de tercer orden se consigue reducir tanto la media como la desviación típica hasta 845.6 K y 14.3 K respectivamente. De este modo, se confirma que a medida que se aumenta el orden, y consecuentemente en tamaño de la muestra, la estimación del límite de tolerancia con nivel 95/95 se va acercando al valor de referencia con una dispersión más reducida.

Por último, con el estadístico de cuarto orden se obtienen unos resultados que proporcionan una media de 842.4 K y una desviación típica de 10.5 K, los cuales son los mejores valores para la estimación del límite de tolerancia con nivel 95/95, pero es a costa de un incremento en la carga computacional, puesto que el tamaño muestral en este caso es $n=153$. Los resultados obtenidos al aplicar los estadísticos de orden se muestran gráficamente en la Figura 5.8.

De manera similar, con tamaños $n=59$, 93, 124 y 153, se han construido metamodelos de tipo GAM asociados a cada una de estas submuestras. El metamodelo se construye con el objeto de reemplazar al modelo de TRACE por un modelo más rápido. Este metamodelo se ha construido utilizando la librería "mgcv" dentro del entorno estadístico de software libre "R" (R Core Team, 2013).

Para obtener una estimación del límite de tolerancia con nivel 95/95 con los metamodelos GAM construidos para los diferentes tamaños de muestra, se ejecutan las $Z_2=10000$ entradas muestreadas aleatoriamente y se obtienen sus respectivos valores de PCTmax que se obtienen con cada metamodelo. El límite de tolerancia con nivel 95/95 para un tamaño de muestra de 10000 corresponde con el estadístico de cuadringentésimo sexagésimo cuarto (464º) orden. Del mismo modo que en el método de Wilks, se han realizado $N=999$ repeticiones para cada n .

En cuanto al comportamiento de los metamodelos GAM, se observa que, a medida que se aumenta el tamaño de muestra, la media y la dispersión de los resultados se reduce, de forma análoga a lo que ocurre con los estadísticos de orden, tal como se muestra en la Tabla 5.5 y en la Figura 5.8. Además, los resultados de los metamodelos GAM presentan una menor dispersión que los resultados de Wilks para los mismos tamaños de muestra. El inconveniente es que, aunque los resultados de los GAM son mayores que los 816.2K que marca la PCTmax obtenida experimentalmente en el caso base, se encuentran muy cerca del valor del percentil 95% de las $Z_1=1000$ simulaciones realizadas con TRACE (835.8 K), ya que las medias de los límites de tolerancia con nivel 95/95 de los GAM se encuentran entre los 835-840 K. Esto supone una desventaja respecto a Wilks desde el punto de vista de que estos resultados no son conservadores.

Para subsanar estos resultados, se ha realizado un ajuste sobre el modelo, en el cual se considera el error cometido en el ajuste. Este modelo corregido se denomina GAMPE y el percentil 95 de este nuevo modelo se calcula añadiendo el percentil 95% de la distribución del error al límite de tolerancia con nivel 95/95 sobre las $Z_2=10000$ entradas, siguiendo lo expuesto en la metodología del Capítulo 3.

Los resultados de los valores obtenidos con esta técnica se observan en la Figura 5.8 y en la Tabla 5.5. Tanto en la tabla como en la figura se observa que prácticamente la totalidad de los límites de tolerancia con nivel 95/95 estimados quedan por encima de 835.8K para los GAM ajustados (GAMPE) y además las desviaciones típicas de estos modelos son mucho menores que las obtenidas, tanto por el método de Wilks como por los modelos GAM

.

Tabla 5.5. Resultados de la estimación de límites de tolerancia con nivel 95/95 para la PCTmax

Método	Media	Desv Típica	Max	Min
Wilks n=59	863.2	23.6	893.8	833.8
Wilks n=93	851.9	19.1	892.6	833.3
Wilks n=124	845.6	14.3	889.7	834.2
Wilks n=153	842.4	10.5	889.5	833.8
GAM1 n=59	838.9	8.0	925.4	822.1
GAM2 n=93	836.0	4.8	866.1	826.4
GAM3 n=124	835.6	4.1	858.1	826.3
GAM4 n=153	834.7	3.3	850.9	826.4
GAMPE n=59	851.6	8.7	939.2	834.5
GAMPE n=93	850.5	5.3	874.5	837.9
GAMPE n=124	850.9	4.8	869.4	839.0
GAMPE n=153	850.6	4.1	868.3	840.4

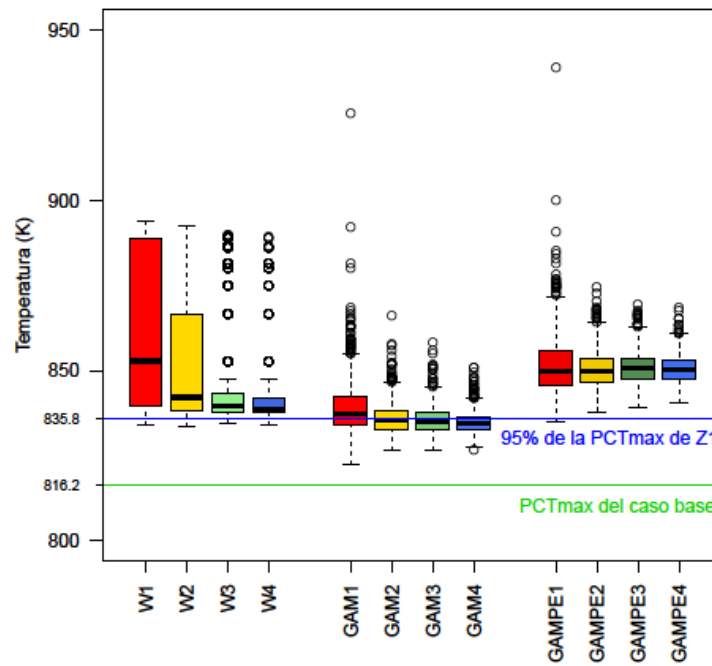


Figura 5.8. Diagrama de bigotes y cajas para el método de Wilks y los metamodelos

Para evaluar la bondad de las estimaciones realizadas por las técnicas estudiadas se han empleado las siguientes métricas: Cobertura media (CM), Desviación Típica (CD), Coeficiente de Variación (CV) y Conservadurismo (CC).

En la Tabla 5.6 y en la Figura 5.12 se puede observar que, utilizando la métrica CC, los valores obtenidos mediante el método de Wilks dan unos valores de conservadurismo por encima del 95% para todos los tamaños de muestra n , mientras que los metamodelos GAM originales proporcionan unos valores muy bajos de conservadurismo. En cambio, una vez aplicado el ajuste con el error, los resultados son excelentes, con valores para el GAMPE del 99.9% para el tamaño de muestra $n=59$ y del 100% para el resto de los tamaños.

Esto significa que en las 999 repeticiones de los tamaños de muestra $n=93, 124$ y 153 , los resultados de los límites de tolerancia con nivel 95/95 obtenidos con el GAMPE se encuentran por encima del valor de referencia.

Aunque estos resultados parecen indicar un exceso de conservadurismo, si nos fijamos en la Figura 5.10 donde se representan los valores de las coberturas medias \pm sus desviaciones típicas, podemos observar que los límites de las bandas de los GAMPE para $n=59$ y $n=93$ están por debajo de los límites de las bandas de las coberturas obtenidas mediante Wilks, para esos mismos tamaños de muestra. Y para tamaños superiores ($n=124, 153$), si bien es cierto que las medias de las coberturas son un poco más conservadoras que las medias obtenidas con Wilks, su dispersión es mucho menor.

En cuanto a los valores de CM, el método de Wilks presenta valores similares a los del GAMPE, y ambos son mejores que los obtenidos por el GAM, tal como muestran la Tabla 5.6 y la Figura 5.10.

En cuanto a la dispersión de los resultados, esta se mide mediante la métrica CD, donde se observa que los resultados del GAMPE son mejores que los de Wilks y que los obtenidos con el GAM, puesto que la desviación típica es siempre menor que la obtenida con las otras técnicas.

Por último, la robustez del método de análisis empleado para el tratamiento de las incertidumbres nos viene cuantificada con el índice CV. En la Figura 5.11 y en la Tabla 5.6 se observa que en esta métrica es también el GAMPE el método que arroja mejores resultados, ya que cuanto más pequeño sea el valor del índice, mayor es la robustez del método. De este modo, se puede concluir que el GAMPE proporciona los mejores resultados sin importar el tamaño de muestra n .

Tabla 5.6. Métricas de rendimiento

Método	Cobertura media (CM)	Desv Típica (CD)	Coef de Var. (CV)	Conservadurismo (CC)
Wilks n=59	98.4	1.44	1.46	96.8
Wilks n=93	97.9	1.34	1.37	95.9
Wilks n=124	97.6	1.27	1.30	96.0
Wilks n=153	97.4	1.15	1.18	96.7
GAM1 n=59	94.8	4.44	4.69	59.7
GAM2 n=93	93.5	4.27	4.57	46.1
GAM3 n=124	93.4	3.96	4.24	43.3
GAM4 n=153	92.7	3.60	3.88	29.9
GAMPE n=59	98.7	0.34	0.35	99.9
GAMPE n=93	98.8	0.17	0.17	100.0
GAMPE n=124	98.8	0.13	0.14	100.0
GAMPE n=153	98.8	0.11	0.11	100.0

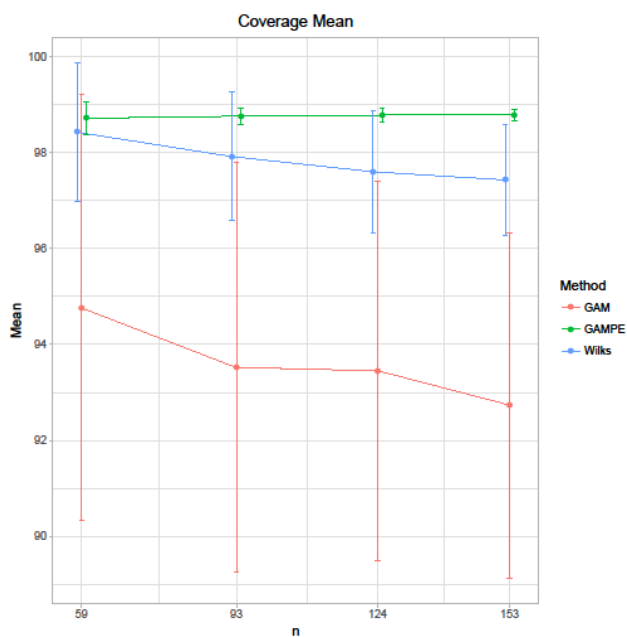


Figura 5.9. Coberturas medias y desviaciones típicas (CM y CD)

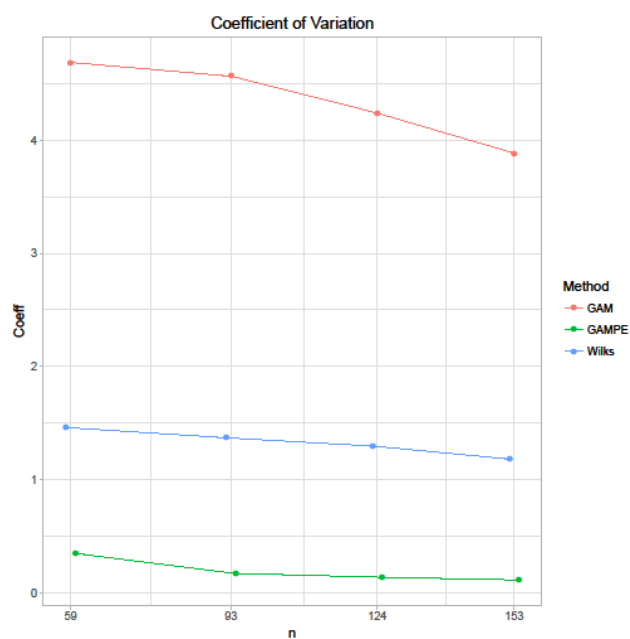


Figura 5.10. Coeficiente de variación: robustez (CV)

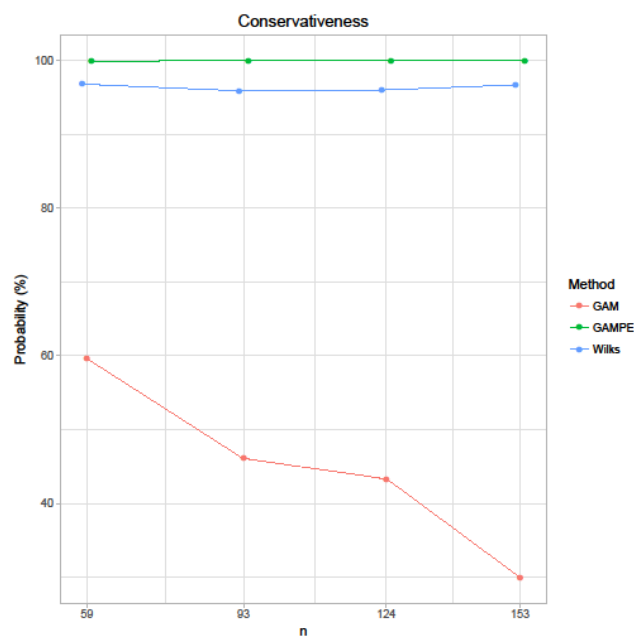


Figura 5.11. Conservadurismo (CC)

5.6 Conclusiones

Para el caso base se obtiene una buena predicción de los resultados experimentales al compararlos con los simulados con TRACE, por lo que se puede afirmar que el modelo está ajustado de manera razonable. El diseño de Plackett-Burman es una buena técnica para reducir el número de parámetros con los que se va a realizar el estudio de incertidumbre.

El análisis de incertidumbre, realizado con la intención de estimar el valor máximo de la PCT teniendo en cuenta las incertidumbres mediante el método de Wilks muestra resultados conservadores, con bastante dispersión entre los resultados dependiendo del tamaño de muestra n seleccionado (es decir el estadístico de orden elegido). Incrementar el estadístico de orden mejora la estimación del límite de tolerancia con nivel 95/95, acercando los valores calculados mediante la fórmula de Wilks al valor de referencia (835.8 K).

En cambio, los resultados provenientes del metamodelo GAM se comportan mejor que los resultados de Wilks en cuanto a la dispersión, pero tienden hacia valores poco conservadores, ya que las medias de las repeticiones para todos los tamaños de muestra n están por debajo del valor de referencia (835.8 K).

Una solución para mejorar el poco conservadurismo de los resultados obtenidos consiste en ajustar cada modelo GAM con su error, añadiendo al valor de la estimación del límite de tolerancia con nivel 95/95 el percentil 95% de la distribución error de dicho metamodelo. Los resultados obtenidos con el GAM ajustado (GAMPE) sí que son conservadores, no se alejan mucho del valor de referencia y no tienen apenas variabilidad, ya que la desviación típica de sus coberturas es muy pequeña.

Así pues, se puede concluir que la sustitución mediante un metamodelo GAM ajustado con el error es una buena alternativa a Wilks para obtener la estimación del límite de tolerancia con nivel 95/95 con resultados razonables.

Por último, se debe indicar que el criterio de seguridad se cumple, ya que los valores de la PCT están muy alejados, tanto en el experimento, como en todas las simulaciones y en los métodos de análisis de incertidumbre de los 1477 K que marca el límite de seguridad.

Capítulo 6

Aplicación de la metodología BEPU en una piscina de combustible gastado

La mayoría de los estudios BEPU realizados hasta la fecha han sido sobre transitorios de tipo LOCA, pero no hay ningún motivo para que no se puedan aplicar a otros tipos de transitorio, e incluso a transitorios relativos a componentes fuera de los sistemas primario y secundario.

De hecho, en este Capítulo se abordará un estudio BEPU sobre la piscina de combustible gastado de una central nuclear de tipo PWR.

Las piscinas de combustible gastado albergan los elementos de combustible nucleares una vez han cumplido su función de generar potencia en el reactor. Por este motivo, las piscinas de combustible gastado son una de las partes sensibles de la central, ya que además de seguir produciendo una alta actividad, también se está produciendo una generación de calor considerable debido a la potencia residual que poseen los elementos de combustible gastado (ECG). Dicha importancia se puso todavía más de relieve después del accidente de Fukushima, donde la pérdida de refrigeración a largo plazo en las piscinas de combustible condujo a un aumento de la temperatura de la vaina de los elementos gastados de las mismas, lo que a su vez llevó a que se alcanzaran las condiciones para que se produjese la reacción agua-metal, con la consiguiente formación de hidrógeno que provocó explosiones al entrar en contacto con el oxígeno. Por consiguiente, la seguridad de las piscinas de combustible gastado se ha convertido en uno de los puntos relevantes en lo concerniente a la seguridad nuclear (Hung, Dhir, Pei, Chen, & Tsai, 2013).

En España, la mayor parte de los ECG se almacenan en las piscinas dentro de la propia central. Del mismo modo que ocurre en otros países (Lee & Lee, 2007), en España no se produce un reprocesado de los ECG y la mayoría de las piscinas están próximas a su capacidad máxima. Este es uno de los motivos por los cuales el Gobierno de España ha aprobado la construcción de un Almacén Temporal Centralizado (ATC) para almacenar los elementos combustibles gastados de todos los reactores nucleares españoles (Rogers, 2009).

Sin embargo, la construcción de dicha instalación está todavía en su fase preliminar y las centrales nucleares españolas deben de mantener las piscinas en condiciones seguras hasta que el ATC esté completado. Así pues, los estudios de seguridad de las piscinas de combustible gastado son de gran importancia dentro del panorama nacional.

6.1 Descripción del transitorio

Como se ha comentado anteriormente, el accidente de Fukushima puso de manifiesto la necesidad de identificar y analizar las posibles secuencias accidentales en las piscinas de combustible gastado. De hecho, algunas de estas secuencias ya están identificadas y referenciadas (Ibarra, Jones, Lanik, Ornstein, & Pullani, 1997) con una probabilidad de ocurrencia asociada. En dicha referencia, la pérdida de la capacidad de refrigeración y/o la pérdida de inventario de refrigerante de la piscina están identificadas como las secuencias accidentales más probables, y algunos ejemplos de incidentes acaecidos en centrales nucleares con esta casuística aparecen descritos en la referencia (Throm, 1989).

Así pues, se ha escogido como escenario accidental de estudio un transitorio donde se produce simultáneamente una pérdida de refrigerante a través del canal de transferencia y una pérdida de refrigeración en la piscina, ya que es uno de los transitorios que puede producir unos efectos más adversos.

En este transitorio, una vez que se produce la pérdida de refrigerante y de refrigeración, no se le da crédito a la intervención de ningún sistema de seguridad, y por tanto el transitorio progresará según los eventos de la Figura 6.1.

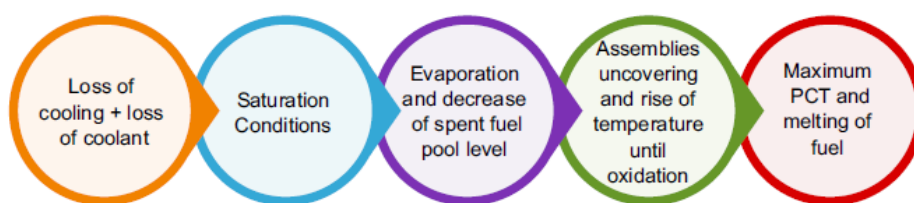


Figura 6.1. Progresión del transitorio de estudio

La central de referencia que se ha utilizado para realizar el estudio BEPU de este transitorio es la piscina de combustible gastado de la CN de Maine Yankee. Se ha escogido esta central porque se dispone de datos de experimentales de temperatura para condiciones estacionarias (Gay & Gloski, 1983), (Gay, 1984) y, de este modo, se puede comprobar si nuestro modelo termohidráulico da buenos resultados.

En lo referente a las características de la piscina de Maine Yankee, en la Figura 6.2 y en la Figura 6.3 se muestran las vistas de alzado y de planta de la misma respectivamente. En la Figura 6.2 se puede observar la posición que ocupan los ECG dentro de la piscina: desde 0.24 m por encima del fondo de la piscina hasta los 4.36 m. La Figura 6.3 muestra la vista de planta (Plano X-Y) de la piscina. En esta figura, se observa la posición que ocupan todos los racks de combustible gastado de la piscina. Se puede observar que los racks están distribuidos de manera asimétrica en el interior de la piscina, y por consiguiente el calor residual generado no está distribuido uniformemente dentro de la misma. También se observa que existe siempre una zona entre los elementos de combustible y la pared de la piscina, que actúa como *downcomer* cuando se establecen las condiciones de circulación natural en la piscina.

El calor residual producido por los elementos combustibles es evacuado mediante la inyección de agua fría a una altura de 3.96 m por debajo del nivel máximo de agua de la piscina. Esta agua, después de ser calentada por el calor generado por los elementos de combustible es extraída de la piscina por las salidas principal y secundaria de la misma, que se encuentran a una altura de 4.36 m del fondo y a 0.61 m del nivel máximo de agua de la piscina, respectivamente tal como muestra la Figura 6.2.

El agua extraída se conduce hasta un intercambiador de calor, donde se enfría para ser inyectada de nuevo en la piscina.

Los valores de las temperaturas han sido medidos en la piscina de combustible gastado de Maine Yankee 25 días después de la parada del reactor y con un núcleo recién extraído dentro de la piscina (Gay & Gloski, 1983) (Gay, 1984). El resto de la piscina está formado por ECG que llevan almacenados en la misma por un periodo de tiempo comprendido entre 1.5 y 9 años. En la Figura 6.4 se muestra una vista de la distribución de los bastidores de combustible gastado a lo largo y ancho de la piscina. Puesto que en cada zona se almacenan elementos combustibles de diferentes ciclos, la potencia residual generada también es distinta en cada zona. Así, la potencia residual generada por cada ciclo de combustible se muestra en la Tabla 6.1.

Con estas condiciones, la piscina se mantiene refrigerada inyectando un caudal de 98 kg/s a una temperatura de 299.1 K. En la salida superior (ver Figura 6.2) se midió una temperatura de 309.8 K. Por otro lado, en la salida inferior (ver Figura 6.2) se ha medido una temperatura de 307.5 K.

Tabla 6.1. Potencia de los diferentes ECG

Símbolo	Descripción	Potencia (MW)
A	Ciclo 1	0.025
B	Ciclos 2,3 y 4	0.084
C	Ciclo 5	0.087
D	Ciclo 6	3.304
E	Combustible nuevo	0.000
X	Elementos Internos del núcleo	0.000

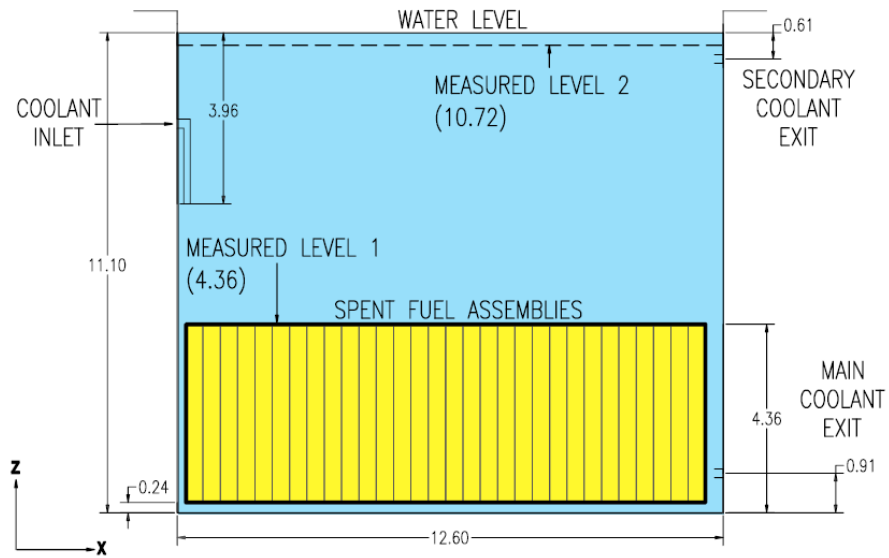


Figura 6.2. Vista del alzado de la piscina de combustible gastado de Maine Yankee. Las medidas están dadas en m

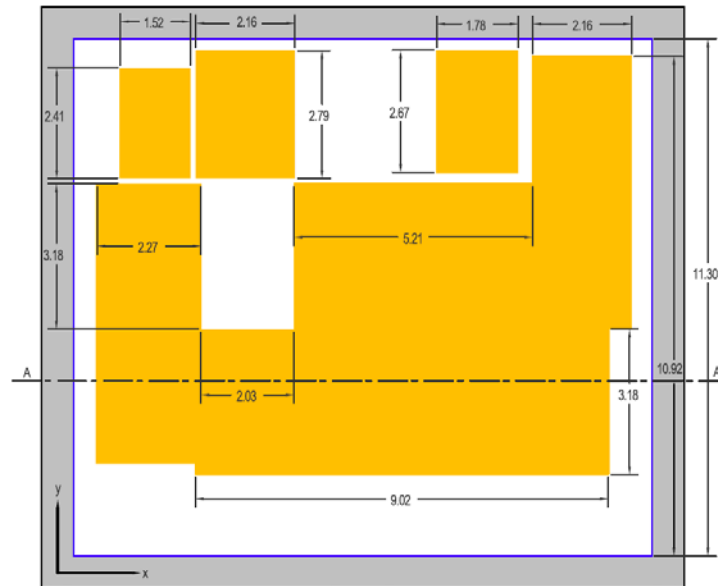


Figura 6.3. Vista de la planta de la piscina de combustible gastado de Maine Yankee. Las medidas están dadas en m

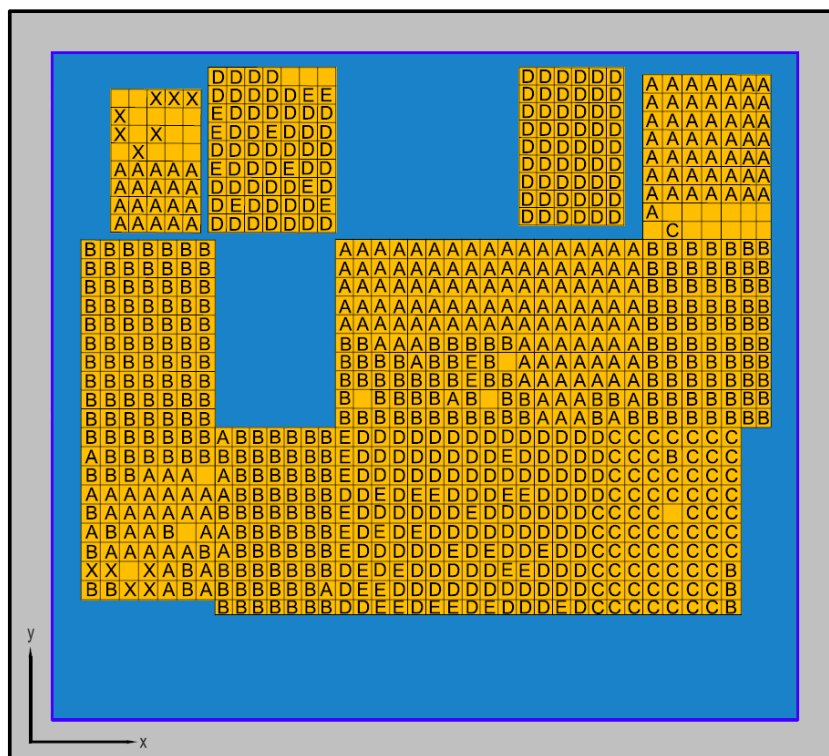


Figura 6.4. Distribución de los rack de combustible gastado en la piscina de Maine Yankee

6.2 Criterios de aceptación, FOMs y límites de seguridad.

La variable de seguridad que se van a evaluar en este estudio es la PCT, aunque la producción de óxido, y la generación de hidrógeno también son interesantes. En cuanto a los criterios de seguridad, se van a medir los tiempos en los que se violan los criterios de seguridad establecidos para la PCT, espesor de óxido y generación de hidrógeno establecidos en la CFR 50.46 (USNRC, 2007). Así pues, se va a obtener TPCT, que será el tiempo en el cual la PCT supere los 1477 K, TOX, que será el tiempo en el cual la oxidación en vaina sea mayor al 0.17 del espesor inicial de la misma y TH2, que será el tiempo en el que la formación de hidrógeno sobrepase al 0.01 del hidrógeno máximo posible que se podría formar en el caso de que reaccionara todo el metal de las vainas.

En el caso base se indicarán todas las FOM, pero para el tratamiento de las incertidumbres, con el objetivo de obtener una mayor claridad, únicamente tendremos en cuenta el TPCT.

6.3 Identificación de la fenomenología física relevante y selección de las variables termohidráulicas de entrada apropiadas

El primer paso en el análisis de incertidumbre es determinar los parámetros de entrada que son significativos para la evaluación de las variables de salida, que en este caso es el tiempo a la PCT. Para seleccionar estos parámetros es necesario conocer la fenomenología física asociada con el transitorio analizado.

Para este transitorio se han escogido como parámetros de entrada a los cuales hay que aplicar incertidumbre los coeficientes de sensibilidad del código TRACE (ver Tabla 3.1). Además, se ha considerado añadir al análisis de incertidumbre la potencia inicial, tanto para el núcleo recién extraído (Power Hot Core), como para el resto de elementos combustibles (Power Average), la conductividad térmica (Fuel Thermal Conductivity) y el calor específico (Fuel Specific Heat Capacity) del combustible y también el tamaño del hueco entre la vaina y el combustible para los dos tipos de elementos considerados (Hot Gap Size Hot Core y Hot Gap Size Average). En total, se consideran 42 parámetros inciertos. En la Tabla 6.2 se muestran los parámetros de entrada para el análisis de incertidumbre considerados en este caso de aplicación junto con los datos de sus distribuciones estadísticas. Para los parámetros que siguen una distribución normal, con el objeto de impedir que los parámetros de inputs tomen en el muestreo valores no físicos, se aplica un truncamiento de ± 2 desviaciones típicas.

Tabla 6.2. Parámetros de entrada para el análisis de incertidumbre

Parámetro	Distribución	Min	Max	Media	Desv Típica	Valor
Power Hot Core	Normal	0.98	1.02	1	0.01	4.8 MW
Power Average	Normal	0.98	1.02	1	0.01	1.6 MW
Fuel Thermal Conductivity	Normal	0.90	1.10	1	0.05	Tabla ¹
Fuel Specific Heat Capacity	Normal	0.98	1.02	1	0.01	Tabla ²
Hot Gap Size Hot Core	Normal	0.80	1.20	1	0.10	0.054 mm
Hot Gap Size Average	Normal	0.80	1.20	1	0.10	0.054 mm
Cannister Emisivity	Normal	0.90	1.10	1	0.05	0.55
Rod Emisivity	Normal	0.90	1.10	1	0.05	0.80
bubSlugLiqIntHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
annMistLiqIntHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
transLiqIntHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
stratLiqIntHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
bubSlugVapIntHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
annMistVapIntHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
transVapIntHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
stratVapIntHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
singlePhaseLiqWallHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00

singlePhaseVapWallHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
filmTransBoilTMin	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
dispFlowFilmBoilHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
subBoilHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
nucBoilHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
DNBCHF	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
transBoilHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
gapConductance	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
fuelThermalCond	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
cladMWRX	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
fuelRodIntPress	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
burstTemp	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
burstStrain	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
wallDrag	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
formLoss	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
bubblyIntDrag	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
dropletIntDrag	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
bubSlugIntDragBundle	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
bubSlugIntDragVessel	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
annMistIntDragVessel	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
dffbIntDrag	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
invSlugIntDrag	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
invAnnIntDrag	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
tempFlood	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
lengthFlood	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
invAnnVapWallHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
invAnnLiqWallHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00

¹ Se suministra en el input, dentro de las propiedades del material, una tabla de valores de la conductividad térmica (W/m K) dependiente de la temperatura, los cuales se multiplicarán por el valor de la normal obtenido durante el muestreo.

² Se suministra en el input, dentro de las propiedades del material, una tabla de valores del calor específico (J/kg K) dependiente de la temperatura, los cuales se multiplicarán por el valor de la normal obtenido durante el muestreo.

6.4 Descripción del modelo TH

Se ha realizado el modelo de la piscina de combustible gastado de Maine Yankee con el código termohidráulico TRACE utilizando un componente tipo VESSEL. Este componente permite simular el cálculo del flujo en tres dimensiones para coordenadas cartesianas (x, y, z) o para geometría cilíndrica (r, θ , z). Para realizar la nodalización de la piscina se han escogido coordenadas cartesianas, puesto que es más adecuada para la geometría de la misma. El modelo se ha desarrollado mediante el SNAP y se muestra en la Figura 6.4.

Además del componente VESSEL, para la realización de dicho modelo se han utilizado componentes de tipo FILL y de tipo BREAK que actúan como condiciones de contorno.

De este modo, el FILL 121 simula la inyección de refrigerante a la piscina, el BREAK 800 simula el edificio de la piscina de combustible gastado y el BREAK 122 representa la salida principal de refrigerante. La salida secundaria no ha sido incluida en el modelo ya que las temperaturas medidas a la entrada del intercambiador de calor y en la salida principal del refrigerante son idénticas, lo que significa que la mayor parte del refrigerante sale de la piscina por la salida principal.

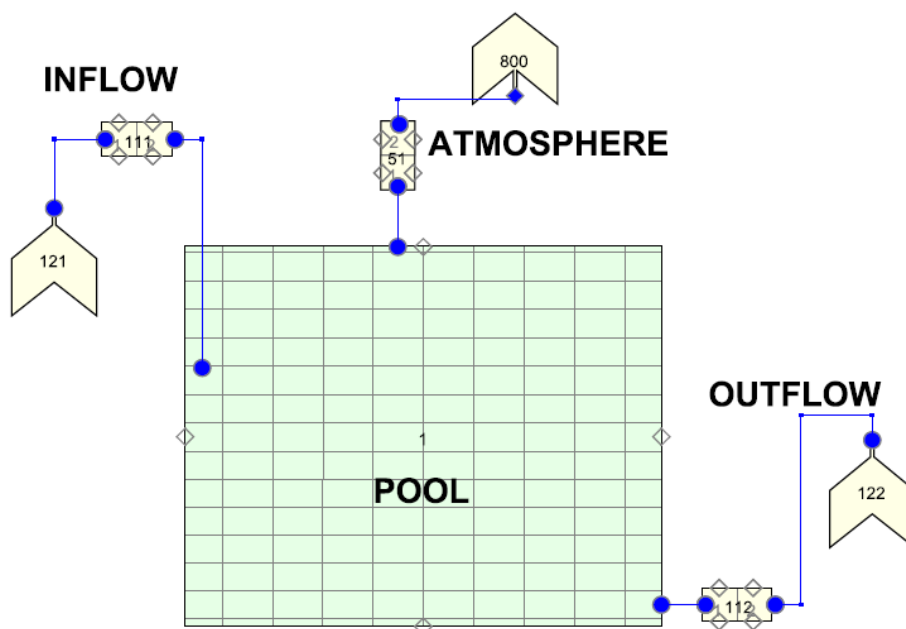


Figura 6.5. Vista de SNAP del modelo de la piscina de Maine Yankee realizado con TRACE

La componente VESSEL tiene un total de 1500 celdas, estando dividida en distintos intervalos para cada coordenada. En concreto, el número de intervalos seleccionados en cada dirección son: 10 en el eje X, 10 en el eje Y, y 15 en el eje Z. En la Tabla 6.2 se muestran las medidas de dichas divisiones.

No todas las celdas de la VESSEL contienen el mismo volumen de agua, ya que parte del volumen de la piscina de combustible gastado está ocupado por elementos de combustible. Así pues, para definir las fracciones de área de las diferentes fronteras entre celdas se han considerado las posiciones que ocupan los elementos de combustible en la piscina. En dirección axial, el primer nivel, $Z=1$, representa el *plenum* inferior de la piscina, que está lleno de agua.

Los elementos de combustible, están justo encima de estas celdas. Por lo tanto, la fracción de área de los niveles axiales de $Z=2$ hasta $Z=6$ de la VESSEL han sido modificados para tener en cuenta el área que ocupan dichos elementos.

En el plano axial cada elemento de combustible ocupa un área de 0.0189 m^2 (Gay & Gloski, 1983). Así pues, dependiendo del número de elementos combustibles que existe en cada celda, se calcula el área que ocupan y la fracción de área se calcula como la fracción resultante entre el área libre y el área total de la celda.

Por encima de los ECG, desde el nivel $Z=7$ hasta $Z=14$, la piscina se encuentra completamente llena de agua. Por último, se considera que el nivel axial $Z=15$ está lleno de aire y simula al edificio de la piscina.

La potencia residual generada por los elementos combustibles ha sido distribuida dentro de la piscina de acuerdo a las referencias (Gay, 1984) (Gay & Gloski, 1983) y siguiendo la generación de potencia presentada en la Tabla 6.1 y en la Figura 6.3 en la que se indica la posición en la piscina de cada ciclo de combustible. El núcleo recién extraído genera una potencia de 3.3 MW y el resto de elementos 0.2 MW. Toda la potencia está distribuida en distintos componentes HEAT STRUCTURE asociados con las celdas hidráulicas de la componente VESSEL. Así pues, para cada celda se computa el número y el ciclo de los ECG que contienen y se le asigna una potencia residual correspondiente a su HEAT STRUCTURE asociada. Los componentes HEAT STRUCTURE están conectados a su vez a un componente POWER, en el cual se define la potencia residual total, y se asigna a cada HEAT STRUCTURE la fracción de la misma le corresponde. En total existen 55 HEAT STRUCTURES, cada una compuesta por 5 nodos axiales (niveles $Z=2$ a $Z=6$ del componente VESSEL). El calor generado en cada posición (X, Y) depende del número de elementos de combustible y del ciclo de dichos elementos. La posición donde se genera una mayor cantidad de calor en estas condiciones corresponde a $(X, Y) = (7, 9)$, que contiene 25 elementos de combustible de ciclo D, con un calor generado total de 0.37 MW.

También se han construido componentes HEAT STRUCTURE para simular las paredes de la piscina que no generan calor, pero sí absorben parte del calor que generan los elementos de combustible. Las paredes tienen un espesor de 0.7 m. y están compuestas por hormigón barítico.

La inyección de refrigerante se simula mediante el FILL 121 a través de la PIPE 111, la cual está conectada a la VESSEL en el nivel axial $Z=10$. La extracción del refrigerante está modelada por la PIPE 112 y el BREAK 122, extrayéndose la misma cantidad de agua que se inyecta (98 kg/s).

Tabla 6.3. Medidas de los nodos del componente VESSEL (m)

	X	Y	Z
1	1.09	1.07	0.24
2	1.48	1.32	0.824
3	1.48	1.32	0.824
4	1.48	1.32	0.824
5	1.48	1.32	0.824
6	1.48	1.32	0.824
7	1.48	1.32	0.846
8	1.48	1.32	0.846
9	1.48	1.32	0.846
10	1.09	1.07	0.846
11			0.846
12			0.846
13			0.846
14			0.846
15			0.2

6.5 Resultados

6.5.1 El modelo estacionario

Como primer paso para el estudio del escenario accidental, se comprueba que el modelo realizado con TRACE se ajusta a los datos experimentales de temperatura en condiciones estacionarias.

La Figura 6.6 y la Figura 6.7 muestran las temperaturas medidas experimentalmente y las calculadas con TRACE, respectivamente. Estas temperaturas están tomadas a 4.36 m. desde el fondo de la piscina, es decir justo encima de los elementos combustibles. TRACE calcula el valor de la temperatura en el centro de las celdas, por lo que para comparar con las medidas experimentales de los termopares se ha hecho una interpolación para obtener una temperatura estimada con TRACE en dichas posiciones, las cuales se muestran en la Figura 6.6.

Se ha calculado el error entre las medidas experimentales y las simuladas con TRACE, encontrándose la mayor discrepancia entre ambas cerca de la entrada de refrigerante (rodeado con un círculo en la Figura 6.6 y Figura 6.7), con un valor de 0.76%. Esta discrepancia puede ser debida a que la temperatura experimental es una mezcla entre el agua fría de la inyección con el agua más caliente de la piscina, mientras que para TRACE se aproxima más a la temperatura del agua de la inyección, ya que el centro de la celda está muy próximo a la inyección.

El error mínimo es del 0% (rodeado con un cuadrado en la Figura 6.6 y en la Figura 6.7) ya que coincide el simulado con el experimental. Por último, indicar que el error medio es de 0.21%, lo cual indica que se obtienen unos buenos resultados con TRACE.

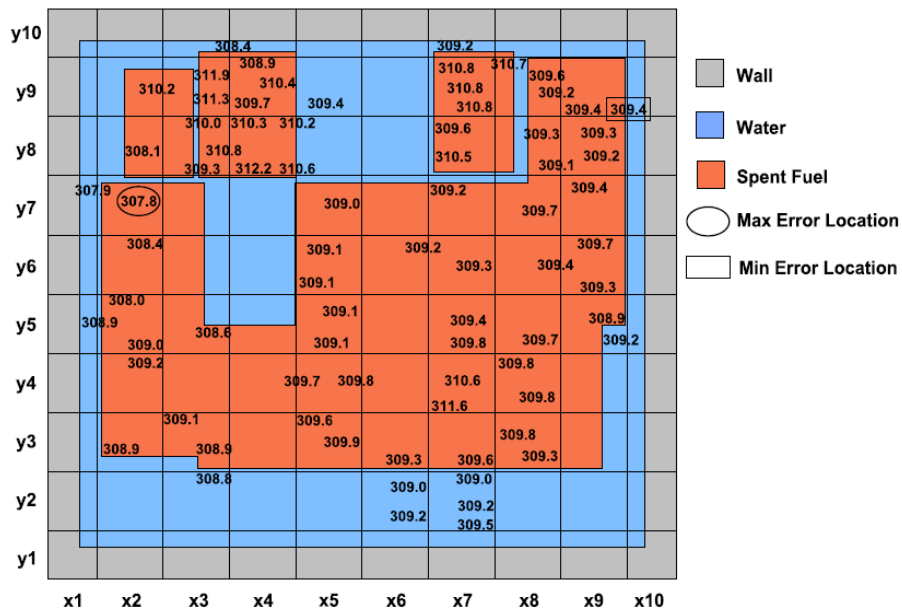


Figura 6.6. Temperaturas medidas (K) a 4.36m de altura del fondo de la piscina

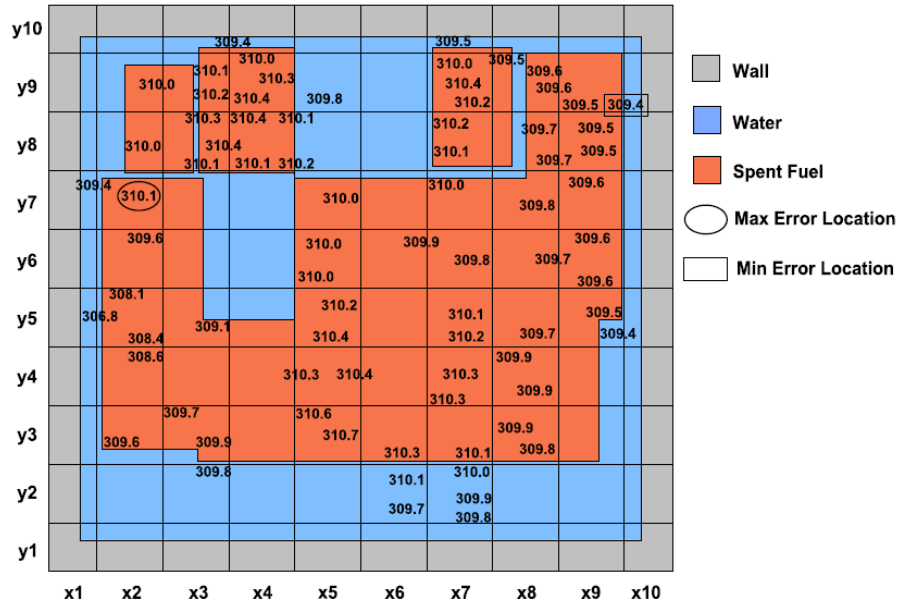


Figura 6.7. Temperaturas calculadas con TRACE (K) a 4.36m de altura del fondo de la piscina

En la Figura 6.8 y la Figura 6.9 se muestran las temperaturas simuladas y medidas para un nivel axial de 10.72m. A esta altura, la temperatura del agua es más homogénea, y los valores simulados se acercan más a los experimentales ya que dichas temperaturas no se ven tan influidas por la entrada de la inyección del refrigerante. Esto se observa cuantitativamente con el error medio calculado, que en esta altura es 0.075%, menor que el error calculado a 4.36m. El máximo error encontrado es de 0.13%, y el mínimo de 0.032%, remarcados con un círculo y un rectángulo respectivamente, tanto en la Figura 6.8, como en la Figura 6.9, que representan los valores de temperatura medidos y los calculados por TRACE, respectivamente.

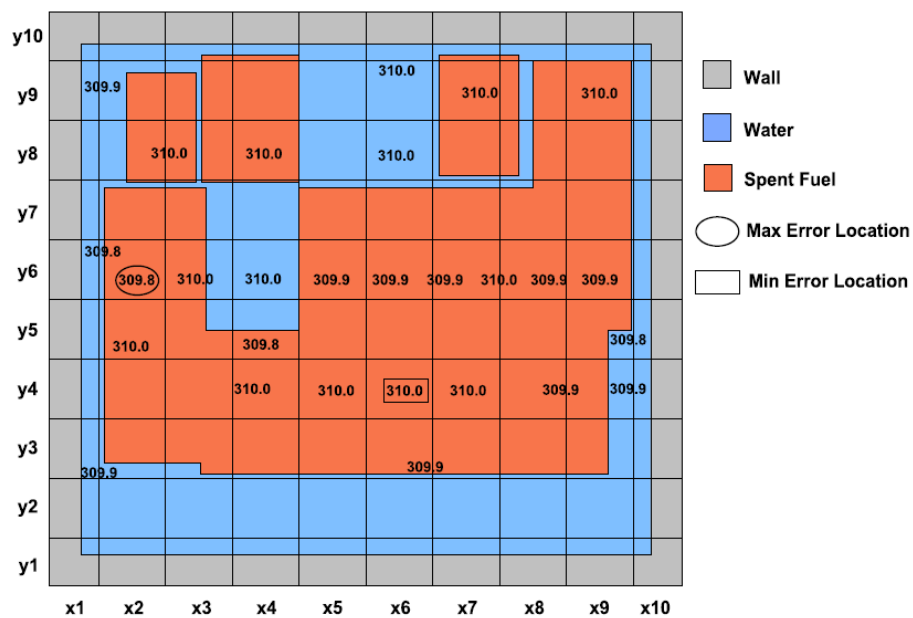


Figura 6.8. Temperaturas medidas (K) a 10.72m de altura.

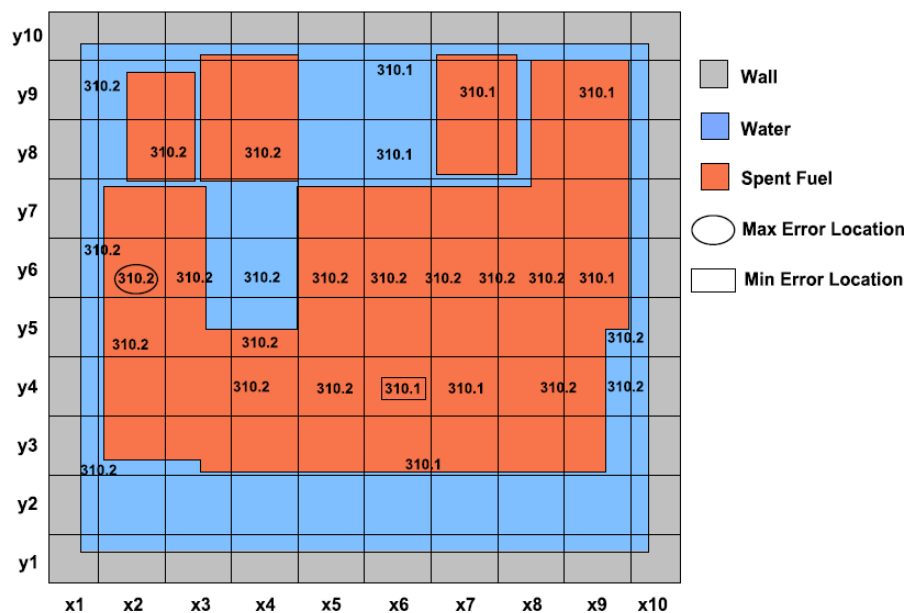


Figura 6.9. Temperaturas calculadas con TRACE (K) a 10.72m de altura

También es interesante estudiar las temperaturas en el plano X-Z. En particular, consideramos el plano Y=4, que corresponde con la sección A-A de la Figura 6.2, la cual contiene una fracción considerable del combustible del ciclo 6, que corresponde al núcleo recién extraído, y es la zona donde se está produciendo mayor calor residual. En la Figura 6.10 y en la Figura 6.11 se muestran las temperaturas medidas, y calculadas por TRACE para la sección A-A, respectivamente. Se puede observar, que las temperaturas son similares en ambas figuras, pero los cálculos de TRACE sobreestiman ligeramente los valores experimentales en 0.2 - 0.4 K para los niveles superiores. Sin embargo, los resultados obtenidos con TRACE son bastante buenos en general, ya que el error promedio calculado es de 0.092%, con un error máximo de 0.42% y un error mínimo del 0%. La posición de los errores máximo y mínimo está remarcada con un círculo y con un rectángulo, respectivamente, en la Figura 6.10 y la Figura 6.11.

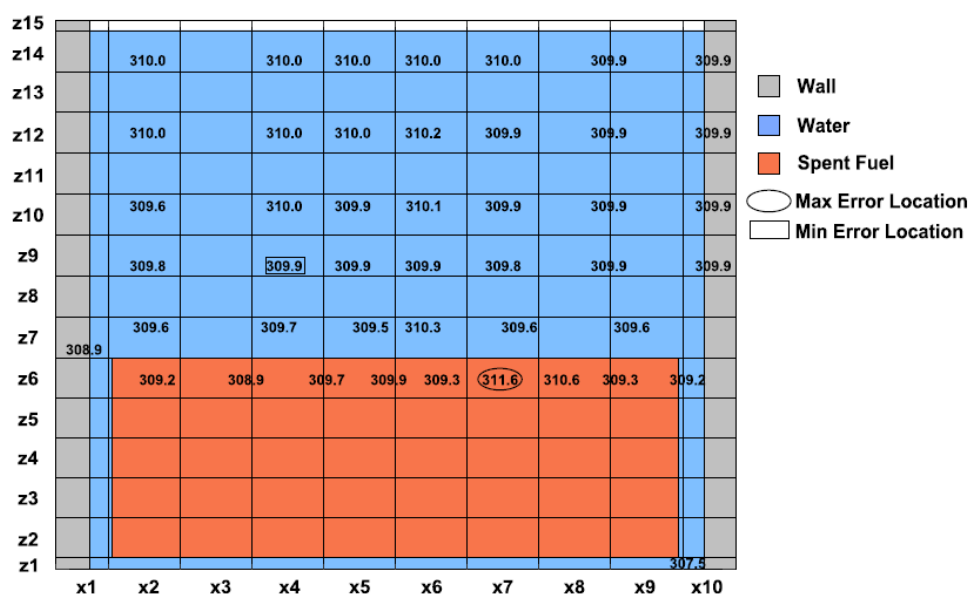


Figura 6.10. Temperaturas medidas (K) en la sección A-A de la Figura 6.2

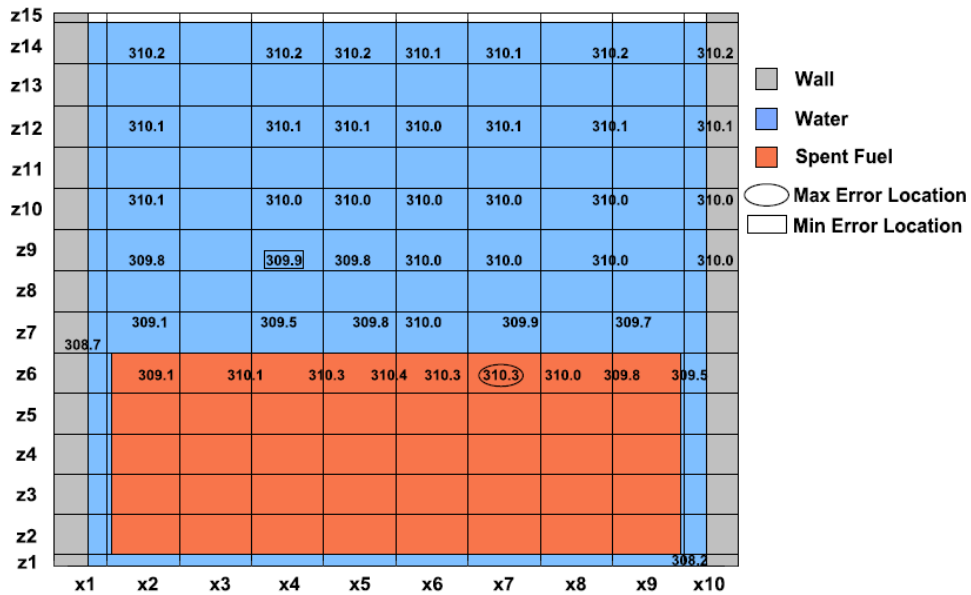


Figura 6.11. Temperaturas calculadas con TRACE (K) en la sección A-A de la Figura 6.2

Por último, la Figura 6.12 muestra el perfil de temperaturas medias con la altura dentro de la piscina, tanto las experimentales como las calculadas con TRACE. Se puede observar más claramente cómo se produce esa sobreestimación en los cálculos de TRACE, aunque los valores son muy cercanos a los experimentales.

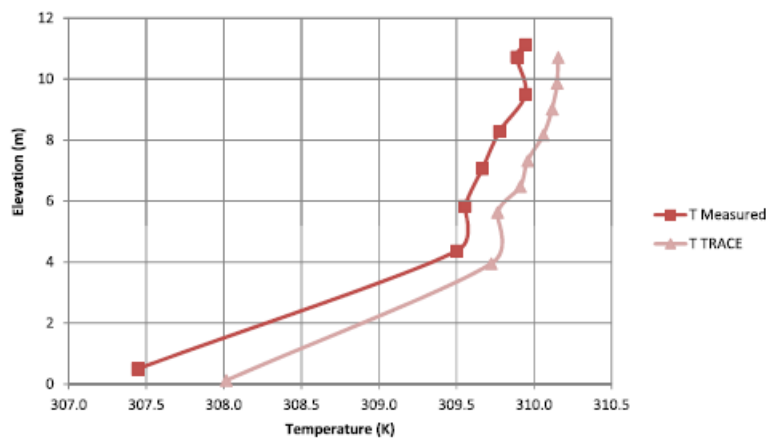


Figura 6.12. Temperaturas promedio del refrigerante

6.5.2 El caso de licenciamiento

Una vez que se ha comprobado que el modelo realizado con TRACE es adecuado para la simulación de la piscina de combustible gastado de Maine Yankee, se ha realizado la simulación del caso de licenciamiento. La mayor diferencia de configuración de la piscina en licenciamiento, y en la situación para la que se disponen de medidas experimentales se encuentra en la distribución de potencia de los elementos combustibles dentro de la piscina. En el caso de licenciamiento se asumen las peores condiciones posibles de operación. En concreto, se diferencian dos regiones dentro de la piscina, tal y como se muestra en la Figura 6.13. La marcada en rojo corresponde con la zona en la que se disponen los 70 elementos calientes del núcleo recién extraído, y que generan 4.8 MW de potencia; en la zona marcada de amarillo se sitúan el resto de elementos, que generan 1.6 MW. Así pues, el calor residual total dentro de la piscina para el caso de licenciamiento es de 6.4 MW. Para el cálculo con TRACE, se supone que el calor se distribuye uniformemente para cada elemento de combustible gastado y que la distribución de potencia axial es uniforme. Con estas condiciones el canal más caliente de la VESSEL corresponde con la posición $(X, Y) = (7,6)$. En estas condiciones la temperatura dentro de la piscina se mantiene en 324.7 K mediante un caudal de refrigeración de 97.6 kg/s.

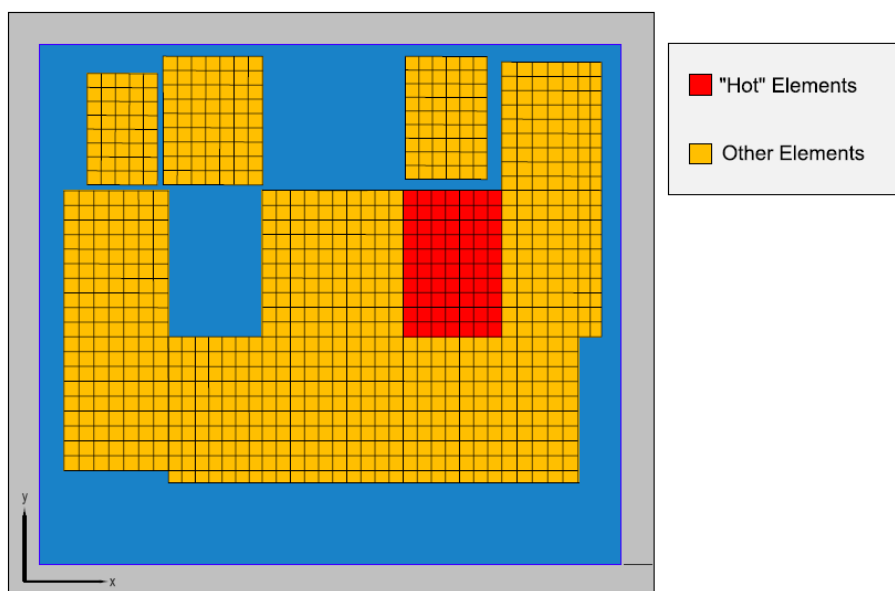


Figura 6.13. Distribución de los ECG para el caso de licenciamiento de la piscina de Maine Yankee

En la Tabla 6.4 se muestra la comparación entre los resultados calculados con TRACE con los obtenidos de las referencias (Gay, 1984) y (Gay & Gloski, 1983), calculados con el código GFLOW. Se observa que los resultados obtenidos con los dos códigos TH son muy similares.

Tabla 6.4. Comparación de resultados entre GFLOW y TRACE

	GFLOW	TRACE
Máxima temperatura del fluido en la piscina (K)	345	345.8
Temperatura media en el fondo de la piscina (K)	340	339.7
Temperatura media en la superficie de la piscina (K)	342	344.6
Temperatura media de salida del refrigerante de la piscina (K)	341	340.5
Incremento de temperatura a través del elemento caliente (K)	5	5.5

6.5.3 El modelo de transmisión de calor por radiación

La transmisión de calor por radiación es uno de los métodos de transmisión de calor que hay que considerar cuando las temperaturas son elevadas, por lo tanto, en el transitorio de estudio, en el que se postula una pérdida de refrigeración y refrigerante, aumentando considerablemente la temperatura de la vaina de los mismos, es interesante considerar la transmisión de calor por radiación.

El código TRACE tiene implementado un modelo para el cálculo de la transferencia de calor por radiación (USNRC, 2010a), (USNRC, 2010b), el cual está incorporado dentro de un componente llamado RADENC. Este modelo está basado el método de intercambio de radiación por superficies, donde dichos cambios se producen entre superficies definidas de las estructuras de calor (componentes HTSTR). El modelo implementado en RADENC sólo calcula intercambios de calor por radiación entre superficies para un mismo nivel axial, por lo que la transmisión por radiación axial no se considera en el modelo implementado. Para cada nivel axial, se producirá la transmisión de calor por radiación si se satisfacen los siguientes supuestos:

- 1) Al menos una de las superficies involucradas en la transmisión de calor por radiación (es decir, definida dentro del componente RADENC) debe de haber alcanzado las condiciones de flujo de calor.
- 2) La diferencia entre la temperatura de la superficie más caliente y la temperatura de saturación de alguna de las superficies involucradas en la transmisión de calor por radiación ha de ser superior a 100 K.
- 3) La diferencia de temperaturas, máxima y mínima, entre las superficies involucradas ha de ser superior a 10 K.

Cuando dichos supuestos se cumplen, entonces se toma en consideración la transferencia de calor por radiación. En el componente RADENC también se introducen los valores de emisividad, y los factores geométricos: factores de forma (o de vista) y longitudes medias de las superficies involucradas. En este transitorio se ha activado el modelo de radiación en los elementos calientes del núcleo recién extraído, ya que es donde se producirán las temperaturas más elevadas, y la transferencia de calor por radiación no es despreciable. El bastidor de los combustibles gastados está compuesto de aluminio y cada uno de sus canales verticales contiene un elemento combustible de 14x14 varillas. Como cada elemento de combustible gastado está en un canal separado del bastidor, no existe la posibilidad de que se produzca un intercambio de calor por radiación entre elementos distintos, por lo tanto, se considera que únicamente se produce intercambio de calor por radiación entre las paredes y las varillas de un mismo elemento. Teniendo en cuenta la geometría descrita en la Figura 6.5 se ha creado un *input* del código RADGEN del paquete termohidráulico COBRA (Rector, 1987) para poder calcular los factores de forma y las longitudes medias entre las barras y las paredes de los ECG.

El código RADGEN calcula los factores de forma entre los 204 nodos expuestos en la Figura 6.14. A modo de ejemplo, en la Tabla 6.5 se exponen los factores de vista entre los nodos que conforman el bastidor. Se puede observar que, para todos los nodos, el valor del factor de forma de un nodo consigo mismo es el mismo valor, y también que se cumple la reciprocidad en los factores de forma, es decir $F_{ij}=F_{ji}$ siendo i y j dos nodos de la geometría del código RADGEN.

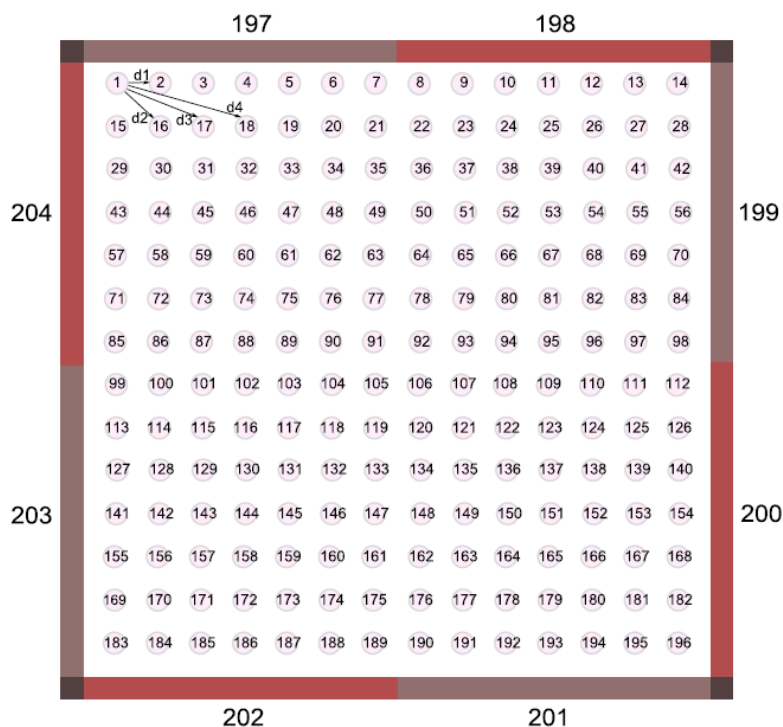


Figura 6.14. Geometría introducida en el código auxiliar RADGEN

Tabla 6.5. Factores de forma entre los nodos que conforman las paredes de los ECG

Nodos	197	198	199	200	201	202	203	204
197	9.32E-02	3.96E-03	4.43E-08	1.78E-13	3.40E-19	4.51E-14	4.43E-08	3.81E-02
198	3.96E-03	9.32E-02	3.81E-02	4.43E-08	4.51E-14	3.40E-19	1.78E-13	4.43E-08
199	4.43E-08	3.81E-02	9.32E-02	3.96E-03	4.43E-08	1.78E-13	3.40E-19	4.51E-14
200	1.78E-13	4.43E-08	3.96E-03	9.32E-02	3.81E-02	4.43E-08	4.51E-14	3.40E-19
201	3.40E-19	4.51E-14	4.43E-08	3.81E-02	9.32E-02	3.96E-03	4.43E-08	1.78E-13
202	4.51E-14	3.40E-19	1.78E-13	4.43E-08	3.96E-03	9.32E-02	3.81E-02	4.43E-08
203	4.43E-08	1.78E-13	3.40E-19	4.51E-14	4.43E-08	3.81E-02	9.32E-02	3.96E-03
204	3.81E-02	4.43E-08	4.51E-14	3.40E-19	1.78E-13	4.43E-08	3.96E-03	9.32E-02

El componente RADENC de TRACE no calcula los valores de los factores de forma de manera individual, así pues, se tienen que calcular los factores de forma y las longitudes medias agrupadas, siguiendo las indicaciones del manual de TRACE (USNRC, 2010b), las cuales están basadas en consideraciones geométricas. Los valores agrupados se obtienen a partir de los valores individuales a través de la Ecuación 6.1:

$$FG_{mn} = \frac{\sum_{i \in ms} A_i \sum_{j \in ns} F_{ij}}{A_m} \quad \text{Ecuación 6.1}$$

donde A_i es el área del nodo i , F_{ij} es el factor de vista entre los nodos i y j calculados por el código RADGEN, ms y ns son el grupo de nodos que constituyen la superficie agrupada y A_m es la suma de las áreas correspondientes al grupo ms . Además, se debe cumplir la condición de la Ecuación 6.2:

$$\sum_{n=1}^N FG_{nm} = 1 \quad \text{Ecuación 6.2}$$

donde N es el número de superficies radiantes involucradas en la transferencia de calor. Por último, se debe cumplir la ley de reciprocidad expresada en la Ecuación 6.3:

$$A_m FG_{mn} = A_n FG_{nm} \quad \text{Ecuación 6.3}$$

Como RADENC sólo considera dos superficies agrupadas: paredes y barras, se obtiene cuatro factores de vista agrupados: *Paredes-Paredes*, *Paredes-Barras*, *Barras-Paredes* y *Barras-Barras*. Utilizando las ecuaciones anteriores se obtienen los factores de vista agrupados, que se muestran en la Tabla 6.6.

Tabla 6.6. Factores de forma agrupados

Superficies	Factor de forma agrupados
Paredes-Paredes	0.1353
Paredes-Barras	0.8647
Barras-Paredes	0.1327
Barras-Barras	0.8673

El componente RADENC también necesita las distancias medias entre las superficies agrupadas, las cuales se calculan usando la Ecuación 6.4.

$$LG_{mn} = \frac{\sum_{i=ns} A_i \sum_{j=ms} F_{ij} L_{ij}}{A_m FG_{mn}} \quad \text{Ecuación 6.4}$$

Donde A_i es el área del nodo i , F_{ij} y L_{ij} son los factores de vista y las distancias entre los nodos i y j , respectivamente ns es el grupo de nodos asociados con el grupo n -ésimo, y ms es el grupo de nodos asociado con el grupo m -ésimo. FG_{mn} es el correspondiente factor de vista agrupado calculado y A_m es el área total de los nodos correspondientes al grupo m -ésimo. En la Tabla 6.7 se muestran los valores de las distancias medias agrupadas.

Tabla 6.7. Distancias medias agrupadas

Superficies	Distancias medias agrupadas
Paredes-Paredes	0.00915
Paredes-Barras	0.02454
Barras-Paredes	0.02454
Barras-Barras	0.03594

Finalmente, las emisividades han sido extraídas de la referencia (Adkins, Cuta, Koeppel, Guzman, & Bajwa, 2009) y se ha utilizado el valor de 0.55 para las paredes de aluminio de los bastidores y de 0.8 para las barras de combustible gastado.

6.5.4 Simulación del transitorio

El transitorio de estudio sobre el que se va a realizar el estudio BEPU es la pérdida de agua de alimentación principal y la pérdida de refrigerante por el canal de transferencia para las condiciones de operación propuestas en el caso de licenciamiento.

Cuando empieza el transitorio, el nivel de agua en la piscina de combustible gastado cae en poco tiempo hasta llegar a una altura de 0.2m por encima de los elementos combustibles que generan un calor residual que hace que la temperatura del agua de la piscina aumente hasta alcanzar los 373K, momento en el que se alcanzan las condiciones de ebullición. A partir de este momento, la evaporación del refrigerante empieza, y el nivel de agua de la piscina comienza a descender. Cuando los elementos de combustible gastado quedan descubiertos, su temperatura empieza a aumentar. Una vez la temperatura en la vaina de los elementos de combustible gastado sobrepasa los 1000K empiezan los procesos de oxidación de la vaina y de la formación de hidrógeno. Por último, se produce la fusión de las barras.

Se han calculado analíticamente los tiempos hasta que el refrigerante entraría en saturación y los tiempos hasta que se descubren los elementos de combustible gastados. El tiempo hasta saturación se ha calculado utilizando la Ecuación 6.5.

$$t_s = \frac{mC_p \Delta T}{Q} \quad \text{Ecuación 6.5}$$

Donde m es la masa de agua total de la piscina después de la pérdida de refrigerante, $Q=6.4$ MW es el calor residual total generado, $C_p=4181$ J/(kg K), y ΔT es la diferencia entre la temperatura inicial del refrigerante y la temperatura a la cual se alcanzan las condiciones de saturación.

De manera análoga, el tiempo hasta el descubrimiento de los elementos de combustible puede calcularse asumiendo que el calor de la piscina es evacuado por la evaporación del agua, mediante la Ecuación 6.6.

$$t_u = \frac{\Delta V}{v ws} \quad \text{Ecuación 6.6}$$

donde ΔV es el volumen de agua que queda por encima de los elementos de combustible, $\Delta V = 28476 \text{ m}^3$, v es el volumen específico del agua, $v = 0.001 \text{ m}^3/\text{kg}$, y ws es la tasa de evaporación, la cual se calcula como se indica en la Ecuación 6.7.

$$ws = \frac{Q}{(hs - hb)} \quad \text{Ecuación 6.7}$$

donde $Q = 6.4 \text{ MW}$ es el calor residual total, hs es la entalpía del vapor saturado, $hs=2676 \text{ KJ/kg}$, y hb es la entalpía del agua saturada a 373 K , $hb=419 \text{ KJ/kg}$. Asumiendo que estos valores son constantes, la tasa de evaporación calculada mediante la Ecuación 6.6 es $ws = 4.125 \text{ kg/s}$. En la Tabla 6.8 se presentan los valores de los tiempos hasta saturación y hasta el descubrimiento de los elementos de combustible, calculados analíticamente y simulados con TRACE. Los tiempos calculados con TRACE son ligeramente superiores, esto es debido a que para realizar los cálculos analíticos se utilizan simplificaciones, como que el sistema es adiabático, mientras que en la realidad se evacua algo de calor a través de las paredes a la atmósfera.

Tabla 6.8. Tiempos hasta saturación y hasta descubrimiento de los elementos de combustible gastado.

Tiempo hasta saturación (s) t_s		Tiempo hasta descubrimiento (s) $t_u + t_s$	
Analítico	TRACE	Analítico	TRACE
11520	12025	21562	21777

Con los valores nominales de los parámetros de entrada se ha realizado una simulación de TRACE, que nos servirá como caso base del transitorio. Los resultados obtenidos se explican con detalle en la referencia (Carlos, Sanchez-Saez, & Martorell, 2014).

Así, la evolución de la temperatura del refrigerante hasta saturación calculada por TRACE se muestra en la Figura 6.15, mientras que en la Figura 6.16 se muestra la evolución del nivel de agua de la piscina a lo largo del transitorio.

En la Figura 6.15, se observa que la evolución de la PCT es la misma se tenga o no activado el modelo de radiación, ya que aunque se tenga activado, hasta que no alcanzan temperaturas más elevadas no tiene efecto.

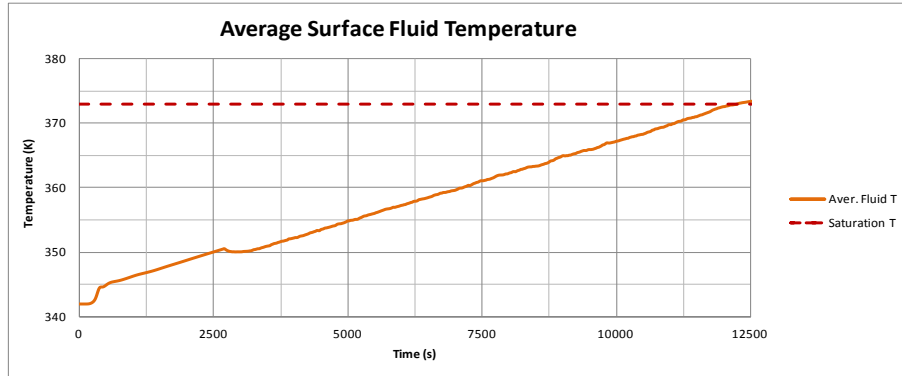


Figura 6.15. Temperatura del refrigerante hasta llegar a condiciones de saturación

En la Figura 6.16 se observa que el nivel en la piscina aumenta ligeramente desde el principio del transitorio hasta que llega a condiciones de saturación debido a que la densidad del refrigerante disminuye a medida que aumenta su temperatura. Una vez que se alcanzan las condiciones de saturación el nivel colapsado de la piscina disminuye paulatinamente debido a la ebullición producida por el calor residual generado por los ECG.

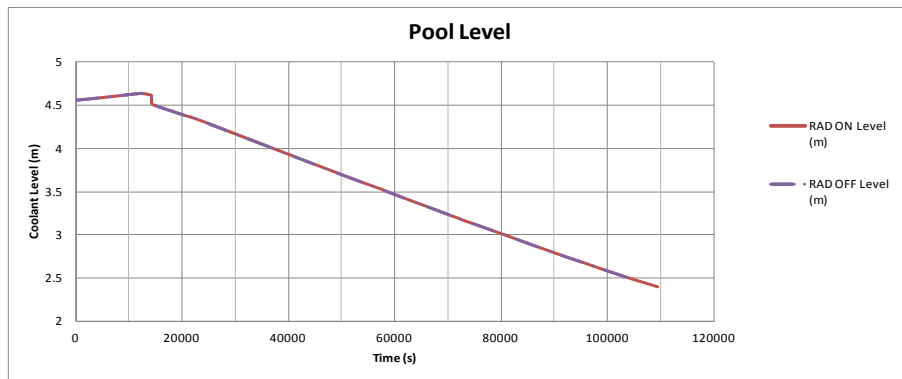


Figura 6.16. Nivel colapsado de agua de la piscina de combustible

La Figura 6.17 muestra la evolución de la temperatura de vaina del elemento más caliente para ambas ejecuciones. En ella se muestra que cuando se activa el modelo de radiación la temperatura de vaina aumenta más lentamente que cuando este modelo está desactivado. Así pues, aunque en ambos casos la temperatura de la vaina empieza a aumentar a los 62650s, en el caso de no considerar la transferencia de calor por radiación esta temperatura sobrepasa el límite en el cual se comienza a oxidar a los 68425s, mientras que, si sí se considera la radiación, este límite no se alcanza hasta los 100829s.

En cuanto al tiempo al que se alcanza el límite de la PCT (1477 K), si sí se considera el modelo de radiación, este se alcanza 4225s después que si no se considera.

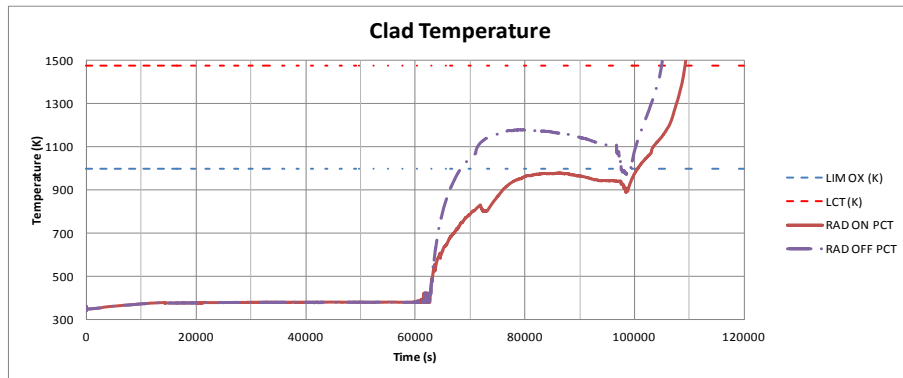


Figura 6.17. Evolución de la PCT durante el transitorio

El retraso para alcanzar las temperaturas de oxidación repercute directamente en el tiempo disponible hasta que se alcanza el espesor máximo de oxidación permitido por la CFR 50.46 que indica como límite un 17% del espesor inicial. En la Figura 6.18 se muestra la evolución del espesor de óxido formado. Se observa un retraso de 27502s en sobrepasar el límite de seguridad cuando se activa el modelo de radiación. (108179s frente a 80677s)

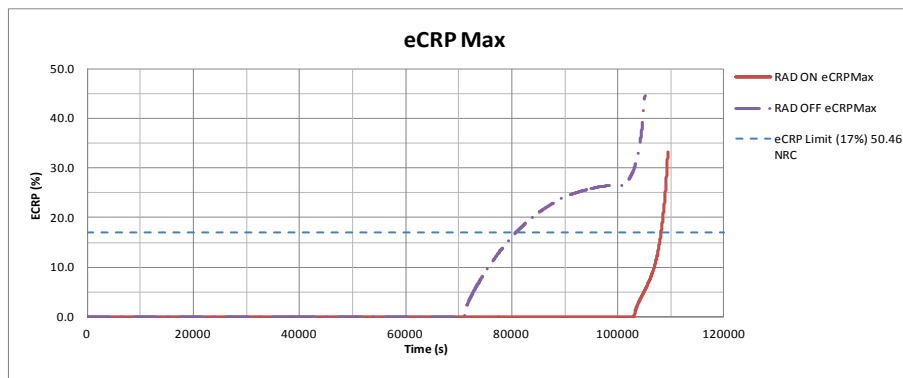


Figura 6.18. Espesor de óxido producido en la vaina durante el transitorio

La reacción de oxidación de la vaina produce hidrógeno, cuya formación está limitada por CFR 50.46 siendo el límite máximo, 2.92 kg, que corresponde con el 1% del máximo teórico si se produjera la reacción en todas las vainas de los elementos de combustible. La Figura 6.19 muestra la cantidad de hidrógeno producida durante el transitorio según los cálculos realizados con TRACE, así como el valor límite permitido.

En este caso se observa que, sin considerar la radiación se sobrepasa el valor límite a los 104629s, mientras que al tener en cuenta el calor emitido por radiación el límite se alcanza a los 109204s. Además, la curva que se obtiene es diferente, al no considerar la emisión por radiación los cálculos predicen que aumenta la cantidad de hidrógeno desde los 70000s, hasta estabilizarse en 1.5 kg alrededor de los 100000s para después tener un rápido incremento prácticamente vertical. Si se considera la transmisión de calor por radiación la generación de hidrógeno se mantiene a cero hasta sobrepasar los 100000s para después crecer de forma rápida hasta el valor límite. La predicción de TRACE de mantener nula la generación es debida a que el modelo de oxidación de la vaina no se activa si la temperatura de la misma no sobrepasa los 1000 K, que como se observa en la Figura 6.17 no ocurre hasta los 100000s.

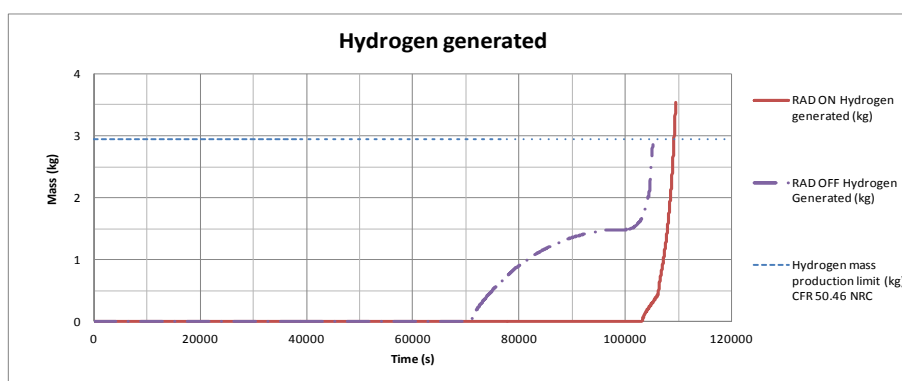


Figura 6.19. Cantidad de hidrógeno producida durante el transitorio

Por último, en la Tabla 6.9 se presenta un resumen de los tiempos a los que se producen los eventos más relevantes para el caso en el que se considera la transmisión de calor por radiación y para cuando no se considera este efecto.

Tabla 6.9. Timing de los eventos principales

Evento	Rad ON	Rad OFF
Saturación del refrigerante (s)	12025	12025
Descubrimiento de los elementos (s)	21777	21777
Temperatura de oxidación (s)	100829	68425
Límite de oxidación de vaina TOX (s)	108179	80677
Límite de hidrógeno generado TH2 (s)	108854	104629
Temperatura límite de vaina TPCT (s)	109204	104979

De la comparación de los resultados se evidencia la importancia de tener en cuenta la transmisión de calor por radiación, ya que se produce un retraso considerable en alcanzar los límites de oxidación y de temperatura máxima permitida de vaina.

De entre las variables de seguridad escogidas anteriormente (TOX, TH2 y TPCT) y siempre con el modelo de radiación activado, se ha escogido la TPCT como FOM y sobre ella se va a realizar el análisis de incertidumbre.

6.5.5 Diseño de experimentos. Método de Plackett-Burman

Para determinar qué variables de entrada pueden ser relevantes para cuantificar la incertidumbre de este modelo, se ha realizado un diseño de Plackett-Burman sobre los parámetros escogidos inicialmente, expuestos en la Tabla 6.2.

En concreto, se han considerado los 42 parámetros de la Tabla 6.2 con 2 niveles para cada parámetro. Siguiendo la metodología de Plackett-Burman se necesitan 44 simulaciones para llevar a cabo el análisis (Plackett & Burman, 1946).

Los resultados de las variables más importantes obtenidas por este método se muestran en la Tabla 6.10. En esta tabla los parámetros están clasificados según su efecto total sobre el tiempo al que se alcanza el límite de la PCT. También se muestra el T-Valor de cada uno de estos parámetros, que es un valor normalizado obtenido a partir del efecto total, y que se puede comparar con un valor de contraste en un test de ANOVA donde el valor de α se ha fijado en 0.05.

El nivel de confianza para elegir los parámetros es $1-\alpha$ (0.95). Así pues, los parámetros que obtienen un p-valor inferior a 0.05 en el test de hipótesis son significativos. De este modo, los parámetros que tengan un T-Valor superior a 2.04 son significativos. Con esta metodología se ha conseguido reducir los parámetros a considerar, quedando 7 parámetros finales, que se muestran en la Tabla 6.10.

Tabla 6.10. Resultados del experimento Plackett-Burman.

Parámetro	Efecto total	T-Valor	P-Valor
Power Hot Core	-3453.9	-26.98	0.000
burstTemp	1831.4	14.30	0.000
Power Average	-1258.0	-9.83	0.000
singlePhaseVapWallHTC	549.6	4.29	0.000
bubSlugVapIntHTC	-336.6	-2.63	0.012
transBoilHTC	315.5	2.46	0.018
cladMWRX	-266.2	-2.08	0.044

A cada uno de los parámetros se le asigna una distribución de probabilidad, como se muestra en la Tabla 6.11, junto con los valores representativos de la función de distribución. En este caso, los parámetros inciertos seleccionados se han dividido entre distribuciones uniformes y normales.

Tabla 6.11. Parámetros significativos del estudio de sensibilidad

Parámetro	Distribución	Min	Max	Media	Desv Típica	Valor
Power Hot Core	Normal	0.98	1.02	1	0.01	4.8 MW
Power Average	Normal	0.98	1.02	1	0.01	1.6 MW
bubSlugVapIntHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
singlePhaseVapWallHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
transBoilHTC	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
cladMWRX	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00
burstTemp	Uniforme	0.90	1.10	NA	NA	1.00

6.5.6 Análisis de incertidumbre. Wilks y GAM

Se han ejecutado 93 simulaciones muestreando los 7 parámetros de entrada que han resultado significativos, y con el objeto de comprobar si el diseño de experimentos Plackett-Burman se ha realizado correctamente, también se han simulado 93 simulaciones muestreando los 42 parámetros de entrada escogidos inicialmente. En la Figura 6.20 y la Figura 6.21 se muestran las evoluciones de la PCT para las 93 simulaciones, considerando 42 y 7 parámetros inciertos respectivamente. Se puede observar que todas las evoluciones tienen una forma similar, pero que el momento en el que sobrepasan el límite de seguridad varía ligeramente para cada una de ellas. Además, es difícil distinguir a simple vista si hay diferencias significativas entre las 93 simulaciones realizadas variando 42 parámetros de entrada o variando únicamente 7. Por eso es necesario profundizar en el análisis.

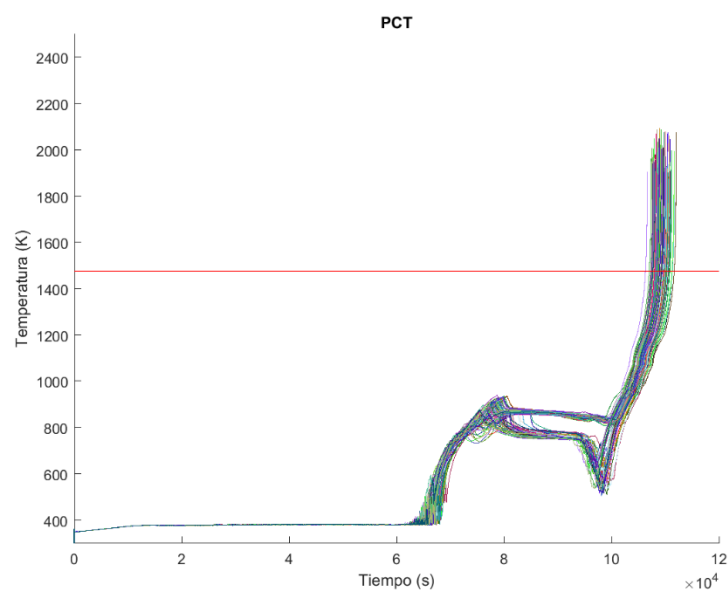


Figura 6.20. Evolución de la PCT de las 93 simulaciones con 42 parámetros de entrada inciertos

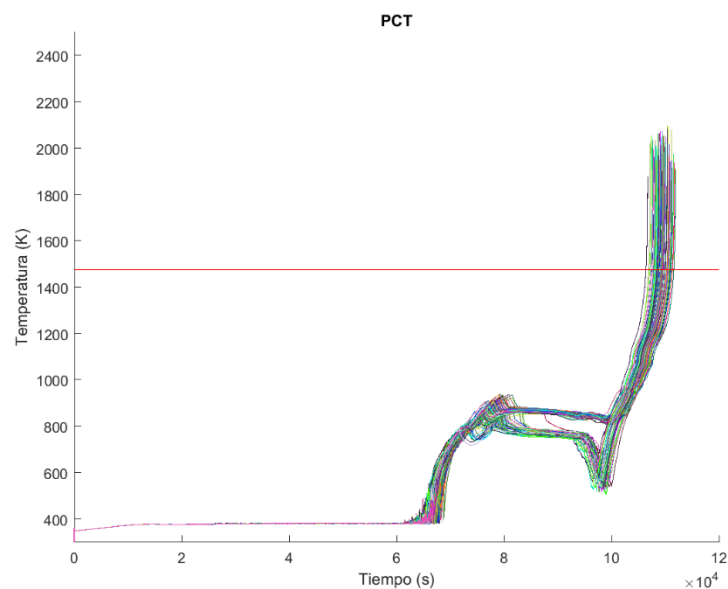


Figura 6.21. Evolución de la PCT de las 93 simulaciones con 7 parámetros de entrada inciertos

Se ha aplicado el método de Wilks, para evaluar el límite de tolerancia con nivel 95/95 del tiempo mínimo en el que se sobrepasa el límite de seguridad (1477 K) de la PCT tanto para la muestra de 93 simulaciones variando 7 parámetros como para la de 42 parámetros de entrada.

En la Figura 6.22 se muestran los resultados de aplicar el método de Wilks para el estadístico de primer y de segundo orden para cada una de las muestras. Como el tamaño de la muestra de los casos simulados, es de $n=93$, sólo se obtiene un valor del estadístico de segundo orden, mientras que para el estadístico de primer orden se han realizado $N=50$ repeticiones, escogiendo $n=59$ de las 93 simulaciones para cada una de las repeticiones. Se observa que los valores obtenidos son muy similares para 42 y para 7 parámetros, por lo que se puede concluir que el diseño de experimentos realizado de Plackett-Burman ha escogido correctamente a las variables de entrada más significativas. En la Tabla 6.12 se muestran los resultados obtenidos para los límites de tolerancia con nivel 95/95 estimados para cada número de parámetros con el estadístico de primer y segundo orden.

Los resultados para el estadístico de segundo orden son ligeramente menos conservadores que para el primer orden independientemente del número de parámetros seleccionado. Además, la muestra con $P=7$ parámetros, presenta menos dispersión que la muestra con $P=42$ parámetros para las distintas $N=50$ repeticiones que se han realizado para obtener los valores de los límites de tolerancia con nivel 95/95 con el estadístico de primer orden, concretamente 301s de desviación típica para $P=7$ frente a 405s para $P=42$. Esto es debido a que se han eliminado muchas variables que no están correlacionadas con la salida y por lo tanto se ha eliminado ruido del análisis.

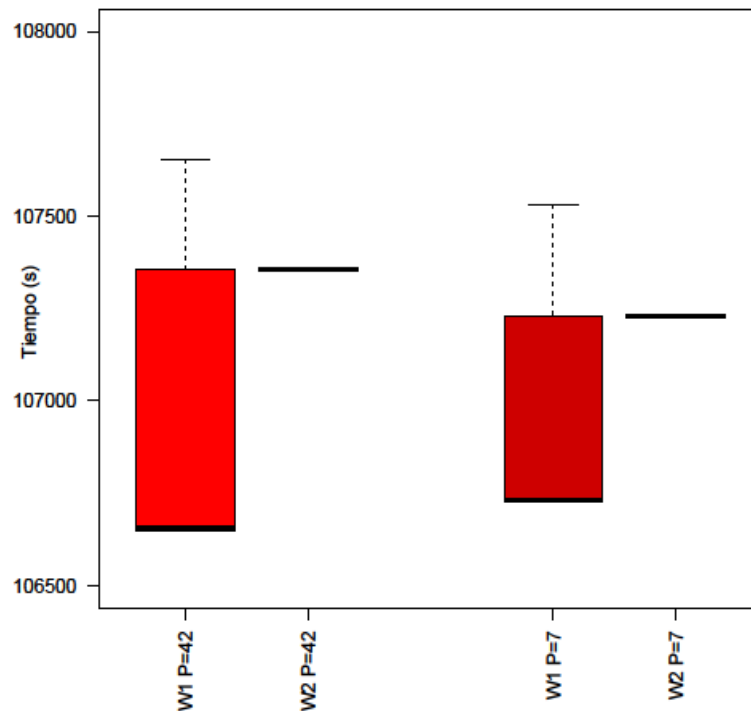


Figura 6.22. Resultados de los límites de tolerancia con nivel 95/95 obtenidos con el método de Wilks

Tabla 6.12. Límites de tolerancia con nivel 95/95 obtenidos mediante el método de Wilks

Parámetros de entrada	Estadístico de orden	Media (s)	Desv Típica (s)	Max (s)	Min (s)
42	1 (n=59)	106937	405	107655	106655
	2 (n=93)	107355	NA	NA	NA
7	1 (n=59)	106947	301	107530	106730
	2 (n=93)	107230	NA	NA	NA

Una vez que se ha comprobado que el análisis de sensibilidad realizado mediante el diseño de experimentos de Plackett-Burman proporciona resultados satisfactorios, se ha sustituido el código termohidráulico por un metamodelo de tipo GAM para comparar los resultados obtenidos con Wilks considerando los siete parámetros de la Tabla 6.11. Se han utilizado N=50 repeticiones para realizar un GAM con $n=59$ casos de entrada (GAM1) y se ha construido un GAM para los $n=93$ casos de la muestra (GAM2).

Una vez se han construido los GAMs, se han simulado 10000 entradas para cada uno de ellos y se han obtenido los límites de tolerancia con nivel 95/95 correspondientes. Los valores obtenidos con estos GAM son muy poco conservadores, puesto que el tiempo mínimo al que se alcanza la PCT es mayor que el que se obtiene con el método de Wilks, por lo que se les ha añadido la distribución error y se han obtenido N=50 repeticiones para $n=59$ (GAMPE1) y un metamodelo para $n=93$ (GAMPE2). Una vez se han construido los GAMPEs, se han simulado 10000 entradas para cada uno de ellos y se han obtenido los límites de tolerancia con nivel 95/95 correspondientes.

En la Figura 6.23 se muestran gráficamente los resultados de los límites de tolerancia con nivel 95/95 para $P=7$ obtenidos mediante el método de Wilks, mediante el GAM y mediante el GAMPE. En la Tabla 6.13 se muestran estos mismos resultados numéricamente, donde se puede observar que los valores del GAMPE son similares a Wilks (entre 0.5 y 0.6 horas de media inferiores al tiempo obtenido en el caso nominal), pero presentan una menor dispersión, por lo que el GAMPE puede ser una buena alternativa al código TH.

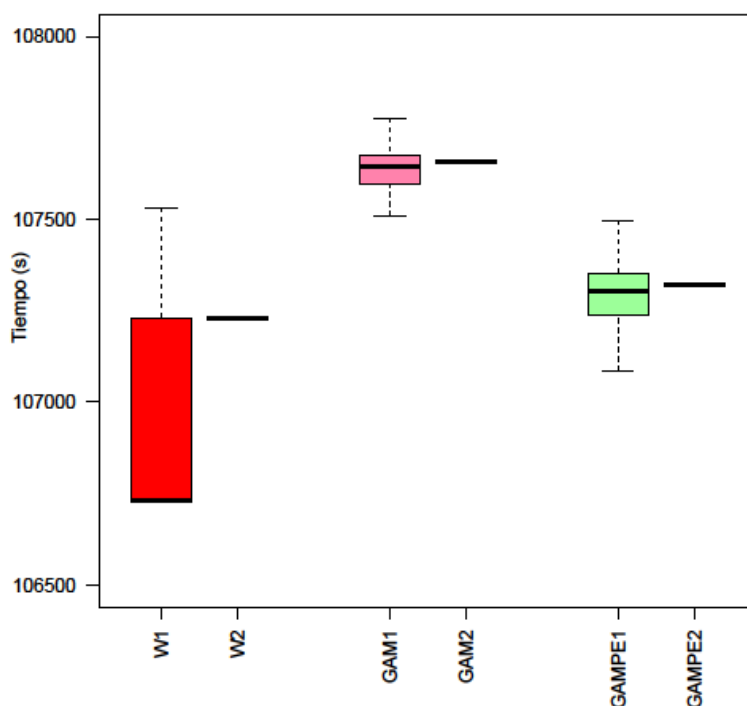


Figura 6.23. Resultados de los límites de tolerancia con nivel 95/95 obtenidos mediante Wilks y mediante diferentes GAM

Tabla 6.13. Límites de tolerancia con nivel 95/95 según el método utilizado

Método	Media (s)	Media (h)	Desv Típica (s)	Max (s)	Min (s)
Wilks1 n=59	106947	29.71	301	107530	106730
Wilks2 n=93	107230	29.78	NA	NA	NA
GAM1 n=59	107641	29.90	62	107775	107511
GAM2 n=93	107657	29.90	NA	NA	NA
GAMPE1 n=59	107297	29.80	87	107497	107086
GAMPE2 n=93	107321	29.81	NA	NA	NA
Nominal	109204	30.33	NA	NA	NA

6.6 Conclusiones

El procedimiento para implementar la metodología BEPU propuesto en esta Tesis, se puede aplicar a transitorios que sucedan en componentes de una CN que no corresponden ni al sistema primario ni al secundario de la misma demostrando su versatilidad.

En cuanto a los resultados, se observa que, aunque el metamodelo más (menos) el error (GAMPE) es menos conservador que el método de Wilks, sus valores son muy similares. Además, el metamodelo también puede servir para predecir la salida con mucho menor coste computacional que el código TRACE si le suministramos los valores de los parámetros de entrada, por lo cual podemos concluir que es una alternativa muy interesante al método de Wilks.

Por último, también es importante destacar que en este escenario y para este transitorio, el calor transmitido mediante radiación es fundamental para obtener unos resultados correctos y es muy interesante incluirlo en este tipo de análisis.

Capítulo 7

Aplicación de la metodología EBEPU en un transitorio LOFW en un PWR

En este capítulo se propone una aproximación para realizar un BEPU extendido (EBEPU), que como ya se ha comentado en los dos primeros capítulos consiste en una combinación de técnicas probabilísticas y deterministas. En concreto, se propone la aplicación de la metodología EBEPU (ver Capítulo 3.2) en un transitorio de pérdida de agua de refrigeración de los generadores de vapor (Loss of Feedwater, LOFW) y la comparación con los resultados que se habrían obtenido con un BEPU.

7.1 Descripción del transitorio

Se ha seleccionado un transitorio de pérdida de agua de alimentación principal (Loss of Feedwater, LOFW) para un reactor PWR de tres lazos. El LOFW es un transitorio que conlleva una reducción del nivel en el secundario de los generadores de vapor y consecuentemente, reduce su capacidad para extraer el calor del sistema del refrigerante del reactor (RCS, por sus siglas en inglés de Reactor Coolant System). Este transitorio está incluido dentro de los sucesos iniciadores que van desde la categoría 16 hasta la categoría 24 según la clasificación de transitorios para reactores de tipo PWR en EPRI/NP-2230 (EPRI, 1982).

La Figura 7.1 muestra el árbol de eventos característico del escenario tras el suceso iniciador (IE, por sus siglas en inglés de Initiating Event) LOFW tomado del APS disponible de nivel 1. En ella, se muestran dos maneras alternativas para extraer el calor del RCS una vez que el disparo del reactor (RPS, por sus siglas en inglés de reactor protection system) ha tenido éxito en producir la parada del reactor.

Una manera consiste en la inyección de agua en los generadores de vapor (GVs) mediante el sistema de agua de alimentación auxiliar (AFW, por sus siglas en inglés de Auxiliar Feed Water) y la evacuación del calor a través de las válvulas de bypass de turbina al condensador (SD, por sus siglas en inglés de Steam Dump), o las válvulas de alivio del secundario (RV, por sus siglas en inglés de Relieve Valve), o las válvulas de seguridad del secundario (SSV, por sus siglas en inglés de Secondary Safety Valve).

Es posible que se produzca una presurización del primario, en cuyo caso es necesario disminuir la presión mediante las válvulas de alivio del presionador (PORV, por sus siglas en inglés de Pressure Operated Relieve Valve), o mediante las válvulas de seguridad, (SV, por sus siglas en inglés de Safety Valve) del primario.

La segunda manera consiste en la evacuación de calor del RCS mediante la función Feed and Bleed (F&B), es decir, extrayendo agua caliente a través de las PORV de manera manual e inyectando agua fría mediante el sistema de inyección de alta presión en modo inyección (IHI). Además, posteriormente es necesario recircular el agua del RCS usando el mismo sistema bajo el modo operacional de recirculación (IHR) para mantener la planta en condiciones seguras en el largo plazo.

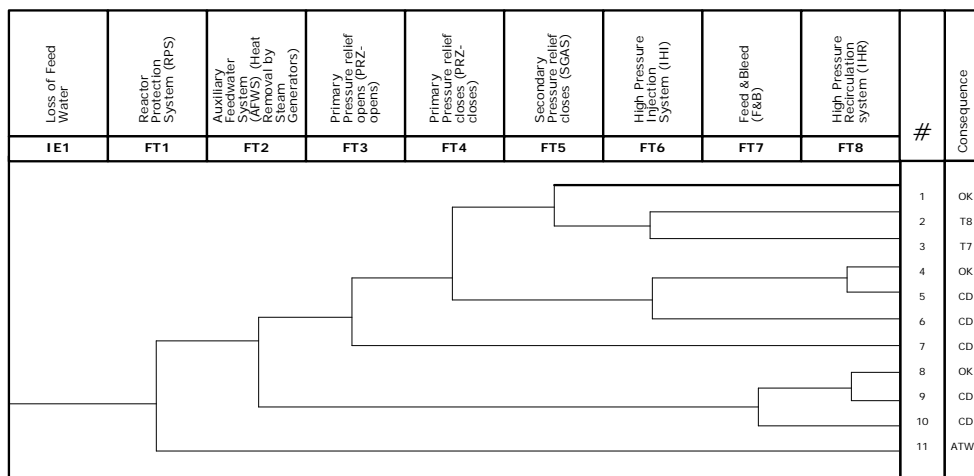


Figura 7.1. Árbol de eventos del transitorio LOFW

De las diferentes secuencias posibles dentro del LOFW, para demostrar la aplicación de la metodología EBEPU se ha escogido la primera secuencia del árbol de eventos de este transitorio (Secuencia #1), que se muestra en la Figura 7.1. El estudio de otras secuencias se puede realizar de una manera similar. Normalmente, las secuencias que desembocan en CD (daño al núcleo) son interesantes para el APS, mientras que aquellas que desembocan en OK, T7 y T8 son interesantes para el ADS. La secuencia que desemboca en ATWS (transitorio anticipado con fallo de la función de disparo) requiere un mayor detalle utilizando un árbol de eventos secundario. En este trabajo, la Secuencia #1 es interesante para el ADS bajo el enfoque EBEPU.

7.2 Criterios de aceptación, FOMs y límites de seguridad

La primera de las etapas de aplicación de la metodología, descrita en el Capítulo 3, al escenario accidental escogido, consiste en asignar el Suceso Iniciador (IE) a una de las cuatro clases (o categorías) posibles según la clasificación de la NEA (NEA, 2005), y establecer los criterios de aceptación fijados como condición limitante para dicha clase.

La frecuencia del iniciador LOFW es $F(\text{LOFW}) = 2,66 \cdot 10^{-1} \text{ r}^{-1} \text{ a}^{-1}$, según el APS nivel 1 de la planta. Por ello, se trata de un iniciador de Clase 2 según el SSG-2 (IAEA, 2009), que debe cumplir con los criterios y condiciones establecidos para dicha clase. Basándonos en la referencia (NEA, 2005), se han escogido los criterios de seguridad que aparecen en la Tabla 7.1, que corresponden a un accidente de Clase 2, a la que pertenece el transitorio LOFW. Así, para cada una de las barreras físicas se definen las variables de seguridad y se establecen los límites de aceptación.

Tabla 7.1. Variables de Seguridad y criterios de aceptación para el transitorio de estudio

Barrera	Criterio de seguridad	Variable de seguridad	Límite de aceptación
Combustible	Flujo de calor crítico (CHF)	DNBmin	1.17
Combustible	Temperatura del combustible (FUELT)	FUELTmax	2863 K
Primario	Presión en el presionador (PRZP)	PRZPmax	100% de la presión de diseño 1.89 E+7 Pa
Contención	Cantidad de refrigerante evacuado a través de la contención (CONTL)	CONTLmax	0.2 % del inventario del primario

La primera barrera de seguridad es el combustible. Para esta barrera se proponen como variables de seguridad el flujo de calor crítico en las varillas de combustible, CHF (NUREG, 2010), y la temperatura del combustible en el centro de las varillas, FUELT.

Respecto al CHF, en esta Tesis, se calcula el coeficiente del límite de ebullición nucleada (DNBR, por sus siglas en inglés). Dicho DNBR no puede ser inferior a 1.17 en ninguna varilla de los elementos combustibles del núcleo para los sucesos de Clase 2. La FOM correspondiente es el DNBmin, que es el mínimo DNBR para cualquier instante de tiempo del transitorio y localización en las distintas varillas de combustible. La FOM relacionada con la temperatura del combustible FUELT es la FUELTmax, que es la máxima temperatura para cualquier instante de tiempo del transitorio y localización en las distintas varillas del combustible, cuyo límite se sitúa en 2863 K (NEA, 2005).

La siguiente barrera de contención de la radiación es el sistema primario, y el criterio de seguridad se aplica sobre la presión en el presionador (PRZP), cuya FOM es la presión máxima que se alcanza en el presionador (PRZPmax), que tiene un límite del 100% de la presión de diseño para los sucesos de Clase 2, y que en este caso de aplicación corresponde a 18.9 MPa.

La última barrera la constituye la contención de la planta, con un criterio de seguridad que hace referencia a la cantidad de refrigerante evacuada a través de la contención (CONTL), donde la FOM correspondiente es la descarga máxima a través de la contención durante todo el transitorio (CONTLmax), cuyo límite es el 0.2% del inventario del primario para los sucesos de Clase 2.

7.3 Identificación de la fenomenología física relevante y selección de las variables termohidráulicas de entrada apropiadas

Los pasos 3 y 4 de la metodología EBEPU son muy similares a los equivalentes en el enfoque BEPU tradicional para seleccionar los parámetros TH relevantes asociados a un LOFW, ver Figura 3.1 y Figura 3.3. Así pues, se han escogido las variables más representativas de los BEPU de los capítulos anteriores, y se han añadido las variables relacionadas con el funcionamiento de los equipos de seguridad que deben operar en el transitorio LOFW. Estos parámetros se muestran junto con sus PDF en la sección 7.6.

7.4 Identificación de los sistemas de seguridad y de los componentes/trenes que los conforman

Los pasos 5 y 6 de la metodología EBEPU (ver Figura 3.3) consisten en identificar los sistemas de seguridad relevantes que intervienen en la progresión de la secuencia escogida del transitorio de estudio. Normalmente, cada sistema de seguridad está compuesto de un número de trenes o componentes redundantes. Los sistemas de seguridad involucrados en la evolución del transitorio LOFW son los que aparecen en los encabezados del árbol de eventos de la Figura 7.1. Concretamente la Secuencia #1, que es la que se va a estudiar en el caso de aplicación, implica el éxito de las funciones de seguridad FT1 hasta FT5 mostradas en la Tabla 7.2, donde se proporciona, además del nombre de cada función de seguridad, el criterio de éxito y el nombre de los trenes/componentes (TC_{ij}) relevantes.

Tabla 7.2. Funciones de seguridad y criterios de éxito para el LOFW

Cabecero	Función de seguridad	Criterio de éxito	TC_{ij}
FT1	RPS	Dos canales de RPS	K
FT2	AFWS	1/3 trenes de AFW	AFW1, AFW2, AFW3
FT3	PRZ-opens	1/2 PORV o 1/3 SV abiertas (o)	PORV1o, PORV2o, SV1o, SV2o, SV3o
FT4	PRZ-closes	2/2 PORV y 3/3 SV cerradas (c)	PORV1c, PORV2c, SV1c, SV2c, SV3c
FT5	2SG-closes	3/3 MSIV y 8/8 SD cerradas (c)	SD1c, SD2c, SD3c, SD4c, SD5c, SD6c, SD7c, SD8c, MSIV1c, MSIV2c, MSIV3c
FT6	IHI	1/3 IHI trenes	IHI1, IHI2, IHI3
FT7	FB	1/2 PORVm & 1/3 FBIHI	PORV1mo, PORV2mo, FBIHI1, FBIHI2, FBIHI3
FT8	IHR	1/3 IHR trenes	IHR1, IHR2, IHR3

7.5 Descripción del modelo TH

El desarrollo de la metodología EBEPU requiere de un modelo de planta que permita llevar a cabo el estudio termohidráulico de las simulaciones requeridas para las diferentes secuencias accidentales seleccionadas (paso 7 de la metodología expuesta en la Figura 3.3). En este caso se ha utilizado para realizar el cálculo un modelo de una central de tipo PWR-Westinghouse de 3 lazos implementado en código TRACE (USNRC, 2010a), (USNRC, 2010b) en su versión V5 Patch4, cuyo modelo de SNAP aparece en la Figura 7.2 y en la Figura 7.3 donde se representa el sistema primario y secundario respectivamente.

El sistema primario, tal como se muestra en la Figura 7.2, incluye un componente tipo VESSEL tridimensional, que modela la vasija del reactor incluyendo el núcleo; tres lazos independientes; tres generadores de vapor; un presionador y tres bombas. El núcleo está constituido por 157 elementos combustibles de 17x17 barras. Dichos elementos están divididos en dos grupos. Un grupo modela la potencia media y otro grupo modela el pico de potencia del canal caliente, es decir, el elemento que alcanza mayores temperaturas del núcleo. Dichos elementos de combustible están asociados a las celdas termohidráulicas del componente VESSEL correspondientes al sector radial 1, en los niveles axiales del 3 al 8.

Además, se han modelado los sistemas de seguridad del primario que intervienen en el transitorio: tres trenes correspondientes con los sistemas de seguridad de alta presión, tanto para el modo inyección como para el modo recirculación (3 IHI y 3 IHR como FILL y BREAK respectivamente); y las válvulas de alivio (2 PORV) y de seguridad (3 SV) como componentes VALVE que descargan en un componente BREAK, conectadas al presionador.

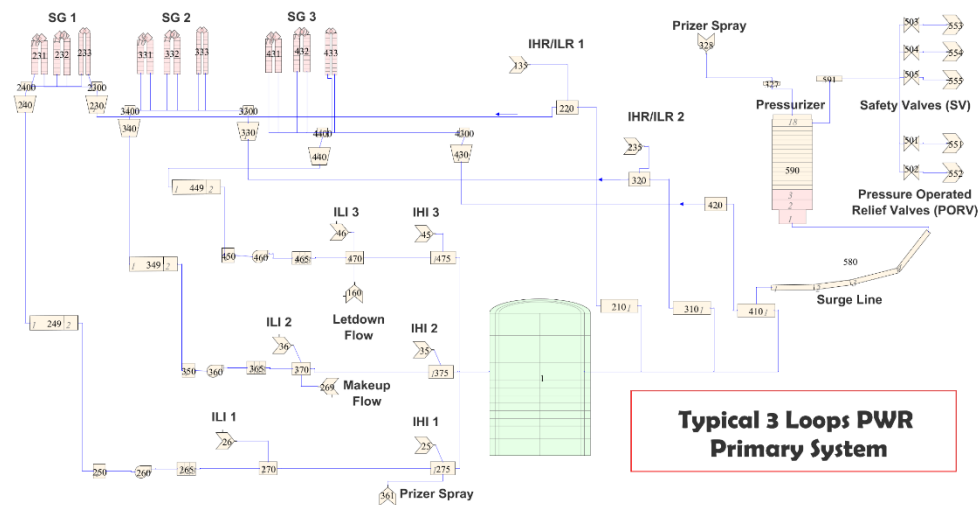


Figura 7.2. Modelo TH del primario de un PWR de 3 lazos para TRACE

El sistema secundario, por su parte, tal como se refleja en la Figura 7.3 está compuesto por tres generadores de vapor, asociados cada uno de ellos con su correspondiente lazo del primario, y tres componentes FILL que modelan la inyección de agua principal (3 MFW). También incluye al grupo de turbina y las válvulas de *bypass* de turbina al condensador (8 SD).

Además, se han modelado los sistemas de seguridad que intervienen en el transitorio del sistema secundario: tres trenes redundantes de agua de alimentación auxiliar con tres componentes FILL (3 AFW), tres válvulas de aislamiento del vapor (2 MSIV), tres válvulas de alivio (3 RV) y quince válvulas de seguridad (3 grupos de 5 SSV).

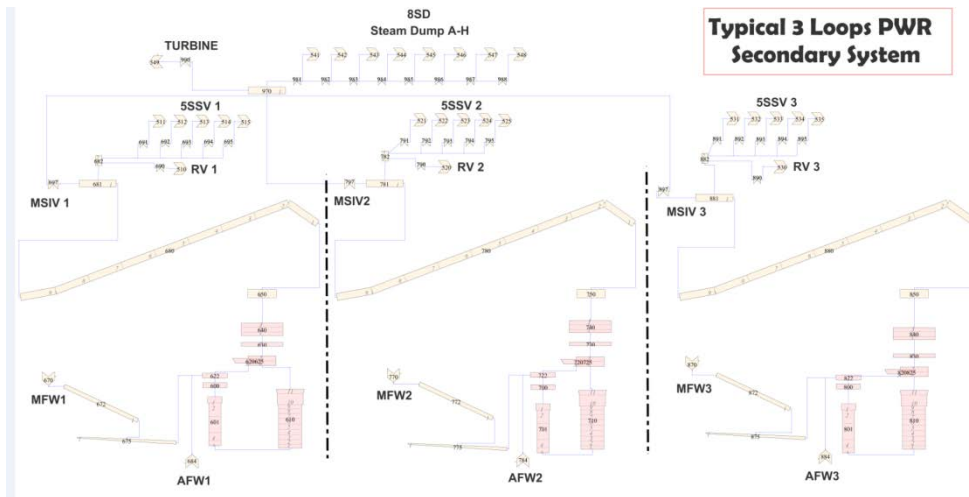


Figura 7.3. Modelo TH del secundario de un PWR de 3 lazos para TRACE

7.6 Parámetros TH. Condiciones iniciales y de contorno. Incertidumbres

La simulación de la Secuencia #1 mediante el modelo TH requiere unos valores de entrada realistas y su incertidumbre, si aplica, asociada a los parámetros TH (paso 8 de la metodología expuesta en la Figura 3.3).

La Tabla 7.3 muestra las condiciones iniciales y de contorno del modelo TH utilizadas en la simulación del transitorio LOFW, tanto para el sistema primario como para el sistema secundario. De todas estas variables, se han considerado como inciertas en el presente estudio la potencia térmica nominal, el pico de potencia en el canal caliente y el valor del coeficiente de conductividad térmica del combustible porque se consideran que son las más influyentes en las variables que afectan a las barreras.

Tabla 7.3. Condiciones iniciales y de contorno para los sistemas primario y secundario

Parámetro	Unidades	Valor Nominal	Incertidumbre
Potencia Térmica	MW	2686.0	INPOW
Pico de Potencia en el canal caliente	(-)	+20%	PEAKF
Presión en el presionador	MPa	15.6	-
Temperatura en el canal caliente	K	618.0	-
Temperatura en rama caliente	K	604.8	-
Temperatura en rama fría	K	564.3	-
Temperatura media	K	584.54	-
Temperatura en el presionador	K	618.43	-
Diámetro exterior de las barras de combustible	mm	9.48	-
Pérdidas de presión en el núcleo	kPa	250	-
Gasto másico en el primario	kg/s	12700	-
Nivel en el presionador	m	7.22	-
Presión en el secundario de los GV	MPa	6.86	-
T de salida en el secundario de los GV	K	557.60	-
T de entrada en el secundario de los GV	K	499.00	-
Pérdidas de presión en el secundario de los GV	kPa	20	-
Nivel inicial en los GV (RA)	%	50.60	-
Gasto másico por GV	kg/s	475.00	-
Conductividad térmica del combustible	W/mK	Tabla ¹	UO2TC

¹Tabla de conductividades térmicas del combustible según la temperatura.

Además, en la Tabla 7.4 se muestran las condiciones relevantes para la operación de los sistemas de seguridad (p.e. puntos de tarado) para la simulación de la Secuencia #1 (ver Figura 7.1) del transitorio LOFW en el modelo termohidráulico.

Tabla 7.4. Condiciones relevantes para la operación de los sistemas de seguridad

Parámetro	Unidades	Valor Nominal	Incertidumbre
Nivel en el Rango Estrecho de los GV para la señal de disparo del reactor	%	17.6	SCRSG
Retardo en el SCRAM	s	0	SCRTO
Multiplicador de la potencia residual	MW	Tabla ²	RPOWM
Retardo en el arranque del AFW	s	0	AFWTO
Temperatura del AFW	K	293.15	AFWTI
Caudal másico del AFW	kg/s	24.28	AFWQI
Retardo en la apertura de las válvulas SD	s	0	-
Presión de tarado de las RV del secundario	MPa	7.7	-
Presión de tarado de las SSV	MPa	8.1	-
Presión de tarado de las PORV	MPa	16.03	PRPRV
Presión de tarado de las SV	MPa	17.13	PRPSV
Retardo en el cierre de las PORV y SV	s	0	VCLTO

²Tabla que representa a la potencia residual después del SCRAM frente al tiempo desde el SCRAM.

Las distribuciones de probabilidad de los parámetros inciertos han sido generadas de la siguiente manera: para los parámetros termohidráulicos, mediante distribuciones normales o uniformes extraídas a partir de la información de otros estudios (NEA, 2015), (Perez, et al., 2011); para los puntos de tarado de los sistemas de seguridad, como uniformes, que recogen la información sobre los rangos de error de los sistemas de medida de las variables de seguridad que activan dichos tarados; y para los tiempos en los que actúan dichos sistemas de seguridad, es decir las variables (SCRTO, AFWTO y VCLTO), como uniformes entre 0 y el tiempo disponible para considerar que el sistema de seguridad actúa con éxito. Dichas distribuciones se muestran en la Tabla 7.5.

Tabla 7.5. Descripción de las variables inciertas

Parámetro	Tipo de parámetro	Tipo de distribución	Min	Max	Media	Desv. Típica
INPOW	Multiplicativo	Normal	0.98	1.02	1	0.01
UO2TC	Multiplicativo	Normal	0.9	1.1	1	0.05
PEAKF	Multiplicativo	Normal	0.95	1.05	1	0.025
RPOWM	Multiplicativo	Normal	0.92	1.08	1	0.04
AFWQI	Multiplicativo	Normal	0.95	1.05	1	0.025
AFWTI	Aditivo	Uniforme	-2	2	NA	NA
SCRSG	Multiplicativo	Uniforme	0.95	1.05	NA	NA
PRPRV	Aditivo	Uniforme	-0.2	0.2	NA	NA
PRPSV	Aditivo	Uniforme	-0.2	0.2	NA	NA
SCRTO	Aditivo	Uniforme	0	27	NA	NA
AFWTO	Aditivo	Uniforme	0	197	NA	NA
VCLTO	Aditivo	Uniforme	0	180	NA	NA

7.7 Identificación de las configuraciones relevantes de sistemas de seguridad y sus probabilidades

Para desarrollar la metodología EBEP, la simulación de la Secuencia #1 mediante el modelo TH requiere, además de los valores de entrada realistas asociados a los parámetros TH (condiciones iniciales y de contorno y otros parámetros TH), de valores de entrada realistas sobre la configuración de sistemas de seguridad disponibles (paso 9).

Como se ha introducido en el apartado 7.4 (ver también Figura 7.1), la progresión de la secuencia accidental considerada (Secuencia #1) implica la actuación con éxito de varias funciones de seguridad, las cuales deben ser realizadas por al menos uno de los diferentes trenes/componentes redundantes que las componen (ver Tabla 7.2).

En (Martorell, Martorell, Martón, Sánchez, & Carlos, 2017) se presenta un enfoque práctico para identificar las configuraciones relevantes de los sistemas de seguridad y evaluar la probabilidad de ocurrencia de dichas configuraciones utilizando los resultados del APS.

Se considera que las configuraciones más relevantes son las que tienen mayor probabilidad de ocurrir de acuerdo con los modelos probabilísticos y la información que proviene del APS. El APS disponible para desarrollar este caso de aplicación incluye el árbol de eventos (Figura 7.1) y los árboles de fallo necesarios para representar la indisponibilidad (o disponibilidad) de los trenes/componentes de los sistemas de seguridad que componen las funciones de seguridad implicadas en el árbol de eventos.

De este modo, para obtener la información sobre la actuación de los sistemas se procede del siguiente modo. Se considera un vector g , que representa a un grupo genérico de configuraciones equivalentes de disponibilidad/indisponibilidad de los trenes/componentes relevantes. Cada configuración está representada mediante un conjunto de números que varían entre 0 y MAX, siendo MAX el número máximo de trenes/componentes redundantes según la Tabla 7.2. En el caso de aplicación que nos ocupa, el vector g contiene 12 variables de trenes/componentes agrupadas, TC_{ij} , donde cada una de ellas puede tomar un valor en el intervalo dado por la correspondiente TC_{ij} tal como se muestra en la Tabla 7.2. {0-1, 0-3, 0-2, 0-3, 0-2, 0-3, 0-8, 0-3, 0-3, 0-3, 0-2, 0-3}.

$g = \{K, AFWS, PORVo, SVo, PORVc, SVc, SDc, MSIVc, IHI, FBIHI, PORVmo, IHR\}$

Como ejemplo, en la Tabla 7.6 se muestran algunas de las configuraciones más probables de la Secuencia #1 del LOFW. En concreto, sólo se muestran las 16 configuraciones más probables, que tienen una probabilidad acumulada de 0.9905.

Tabla 7.6. Configuraciones más probables de la Secuencia #1

K	AFW	PORV _o	SV _o	PORV _c	SV _c	SD _c	MSIV _c	IHI	PORV _{mo}	FBIHI	IHR	Sec#	P(g_m)	Probabilidad Acumulada
1	3	2	3	2	3	8	3	3	2	3	3	1	7,831E-01	7,831E-01
1	2	2	3	2	3	8	3	3	2	3	3	1	1,110E-01	8,941E-01
1	3	2	3	2	3	7	3	3	2	3	3	1	2,004E-02	9,142E-01
1	3	2	3	2	3	8	3	3	0	0	3	1	1,743E-02	9,316E-01
1	3	2	2	2	3	8	3	3	2	3	3	1	1,463E-02	9,462E-01
1	3	2	3	2	3	8	3	3	2	3	0	1	1,021E-02	9,564E-01
1	3	1	3	2	3	8	3	3	2	3	3	1	6,760E-03	9,632E-01
1	1	2	3	2	3	8	3	3	2	3	3	1	5,319E-03	9,685E-01
1	3	1	3	2	3	8	3	3	1	3	3	1	4,521E-03	9,730E-01
1	3	2	3	2	3	8	0	3	2	3	3	1	3,828E-03	9,769E-01
1	2	2	3	2	3	7	3	3	2	3	3	1	2,798E-03	9,797E-01
1	2	2	3	2	3	8	3	3	0	0	3	1	2,475E-03	9,821E-01
1	3	2	3	2	3	0	3	3	2	3	3	1	2,445E-03	9,846E-01
1	3	2	3	2	3	8	2	3	2	3	3	1	2,349E-03	9,869E-01
1	2	2	2	2	3	8	3	3	2	3	3	1	2,083E-03	9,890E-01
1	2	2	3	2	3	8	3	3	2	3	0	1	1,472E-03	9,905E-01

Para poder realizar la comparación entre las metodologías EBEPU y BEPU es necesario obtener la configuración BEPU que, como se ha dicho anteriormente, es la más desfavorable de las posibles en la Secuencia #1. En concreto, dicha configuración consiste en: éxito en el disparo del reactor (K), uno de tres trenes del AFW disponibles más una válvula del secundario abre, dos de dos PORVs no disponibles, una de tres SV del primario disponible (la cual tendrá éxito para cerrar cuando se requiera posteriormente), y tres de tres válvulas de aislamiento de vapor del secundario disponibles para cerrar (MSIV_c). Consecuentemente, no se necesita la operación de los sistemas de seguridad de alta presión en modo inyección (IHI), sistema de inyección a alta presión en modo recirculación (IHR), válvulas de alivio del presionador (PORV_m) ni F&B a través del sistema de inyección a alta presión (FBIHI). Esta configuración es muy conservadora y está asociada al vector $g_{worst} = \{1, 1, 0, 1, -, 1, -, 3, -, -, -, -\}$, el cual tiene una probabilidad de ocurrencia de 6.3×10^{-7} . Dicha probabilidad es casi cuatro órdenes de magnitud más baja que la probabilidad que tiene la configuración menos probable de la Tabla 7.6.

7.8 Resultados

Este apartado incluye los pasos 10,11 y 12 de la metodología EBEPU explicada en el Capítulo 3. Se ha escogido un tamaño de muestra de $n=59$ para poder obtener el límite de tolerancia con nivel 95/95 utilizando el método de Wilks. En primer lugar, se necesita realizar un muestreo aleatorio simple de las configuraciones de los sistemas de seguridad y de los parámetros TH (paso 10). Así pues, se genera una muestra de 59 configuraciones de sistemas de la Tabla 7.6 a partir de un muestreo por importancias dependiendo de la probabilidad de cada configuración de sistemas de seguridad.

Además, se muestrean los parámetros TH a partir de sus PDFs (Tabla 7.5), con lo que se obtienen 59 conjuntos de valores de los parámetros TH. Con los 59 conjuntos de parámetros TH y configuraciones de sistemas se realizan las correspondientes simulaciones del transitorio con el código TRACE obteniendo así las evoluciones de las variables de seguridad y los valores para cada una de las FOM.

El siguiente paso consiste en procesar los resultados de las FOMs (paso 11). En concreto, se utiliza el estadístico de primer orden, basado en la aplicación de la fórmula de Wilks para posteriormente verificar que se cumplen los criterios de seguridad (paso 12). De esta manera, se comprueba que el valor máximo de cada una de las FOMs para las 59 simulaciones cumple el límite de seguridad.

Los resultados obtenidos con la metodología EBEPU se comparan a su vez con los equivalentes obtenidos con la metodología BEPU, donde la diferencia reside en que para el EBEPU se muestrean tanto las variables termohidráulicas inciertas como las configuraciones, mientras que para el BEPU sólo se muestrean las variables termohidráulicas dejando la configuración de sistemas más desfavorable de las pertenecientes a la Secuencia #1.

7.8.1 Simulación del caso base

La simulación de la Secuencia #1 del transitorio LOFW empieza con el coast down de las bombas de agua de alimentación principal de los generadores de vapor (GV) a $t=100s$, disminuyendo la capacidad del sistema secundario para extraer calor residual. Así pues, el nivel de agua en los GV desciende hasta que se activa la señal de SCRAM. Después se activan las bombas de agua de alimentación auxiliar, con lo que se consigue recuperar la extracción de calor del primario desde el secundario.

Sin embargo, previamente la presión del primario ha sobrepasado el tarado de las válvulas de seguridad del primario (de la PORV1,2 o posteriormente de las SV1,2,3) originando su apertura. Una vez que la presión del primario disminuye, estas válvulas se cierran conduciendo a la planta al estado OK.

7.8.2 Resultados de la aplicación de la metodología EBEPU

Para simular la secuencia accidental #1, la metodología EBEPU considera configuraciones de la disponibilidad de los sistemas de seguridad realistas basadas en los resultados de realizar un muestreo sobre la Tabla 7.6. De este modo, cada configuración particular asume a priori que algunos trenes/componentes están disponibles. Sin embargo, esto sólo significa que el tren/componente está libre de fallos de funcionamiento cuando se muestrea como disponible (operativo a priori); sin embargo, el tren/componente puede ser operativo o no (a posteriori) dependiendo de las condiciones TH que se alcancen durante la simulación del transitorio. Dichas condiciones que afectan a la operatividad de los trenes/componentes también se monitorizan en cada instante de tiempo de la simulación del transitorio para determinar la operatividad de los trenes/componentes.

La Figura 7.4, la Figura 7.5 y la Figura 7.6 muestran la evolución de las variables de seguridad, FUELТ, PRZP y CONTL respectivamente, seleccionadas en el punto 7.2. Es importante hacer notar que, aunque se han escogido cuatro variables de seguridad sólo se muestran tres. Esto es debido a que el régimen de transferencia de calor que ocurre en el núcleo para los 59 casos BEPU y los 59 casos EBEPU se mantiene siempre en monofásico líquido y no se alcanzan las condiciones del flujo crítico de calor, por lo que no tiene sentido representar el CHF.

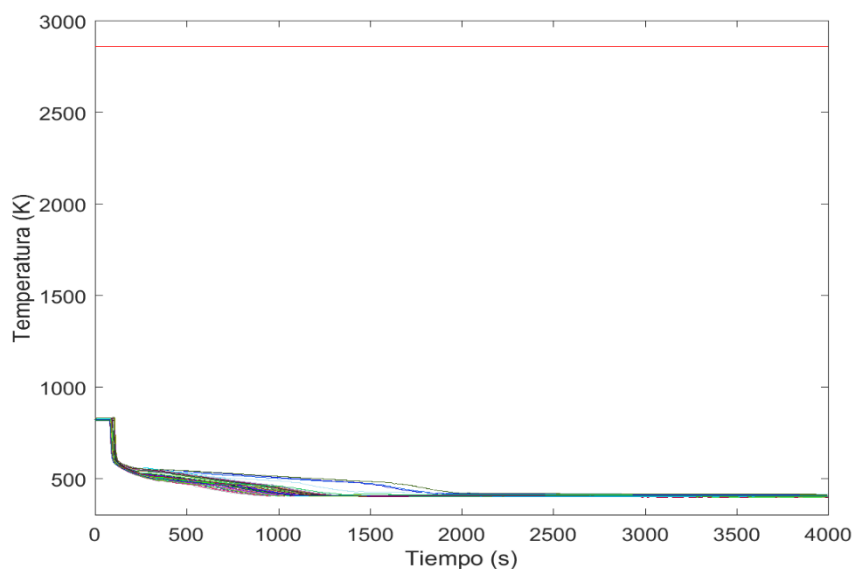


Figura 7.4. Evolución de FUELТ para la Secuencia #1 del EBEPU

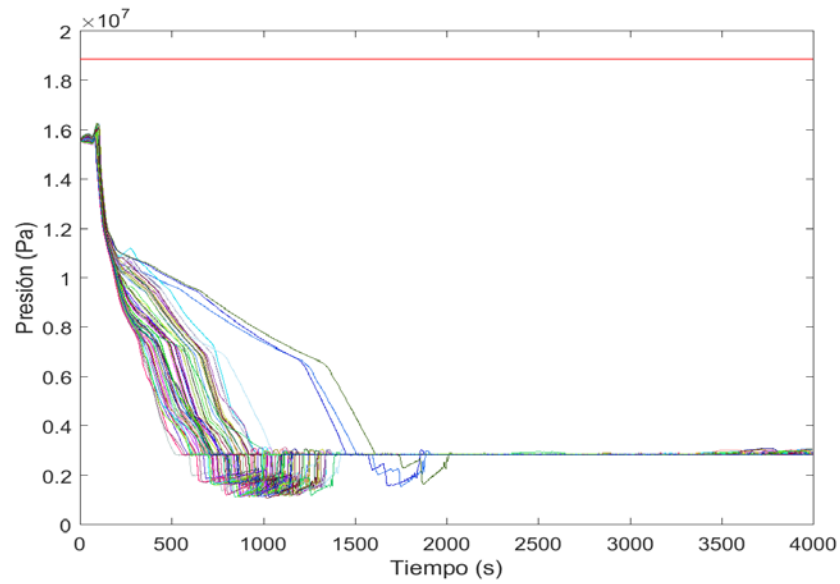


Figura 7.5. Evolución de PRZP para la Secuencia #1 del EBEPU

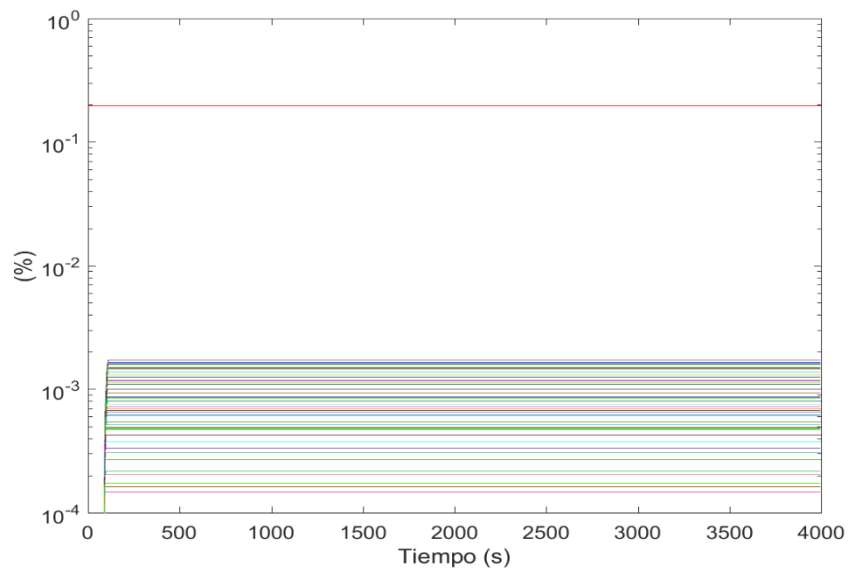


Figura 7.6. Evolución de CONTL para la Secuencia #1 del EBEPU

Se observa en la Figura 7.4, Figura 7.5 y Figura 7.6 que las variables de seguridad permanecen por debajo de los límites de seguridad para todo el transitorio y, por tanto, las FOMs correspondientes cumplen con los criterios de aceptación de seguridad. Sobre la base de estos resultados, se puede concluir que la Secuencia #1 satisface todos los límites de aceptación con un amplio margen de seguridad para todas las FOMs y, así pues, cumple con los criterios de seguridad en este caso de aplicación.

7.9 Comparación entre las metodologías BEPU y EBEP

En la Figura 7.7, la Figura 7.8 y la Figura 7.9 se muestran la evolución de las variables de seguridad, FUEL, PRZP y CONTL respectivamente aplicando la metodología BEPU, en la que se ha fijado la configuración de los sistemas en la más desfavorable ($g_{\text{worst}} = \{1, 1, 0, 1, -, 1, -, 3, -, -, -, -\}$) y simulando 59 ejecuciones del accidente escenario variando únicamente las variables termohidráulicas. De manera análoga a los pasos 11 y 12 de la metodología EBEP se procesan los resultados de las FOMs (paso 11) y se utiliza el estadístico de primer orden, basado en la aplicación de la fórmula de Wilks para verificar que se cumplen los criterios de seguridad (paso 12). De esta manera, se comprueba que el valor máximo de cada una de las FOMs para las 59 simulaciones cumple el límite de seguridad.

Si se compara el valor al cual se estabiliza la FUEL en el caso EBEP con el que se produce en el caso BEPU (Figura 7.4 y Figura 7.7 respectivamente) se observa que en el BEPU la temperatura casi desde el inicio del transitorio se mantiene en valores superiores a 500 K, mientras que para las simulaciones EBEP, este valor va disminuyendo progresivamente y antes de los 2000s, para todos los casos, se sitúa en valores en torno a los 300 K. De todos modos, para ambas metodologías, los valores que se alcanzan quedan muy alejados del límite del criterio de seguridad.

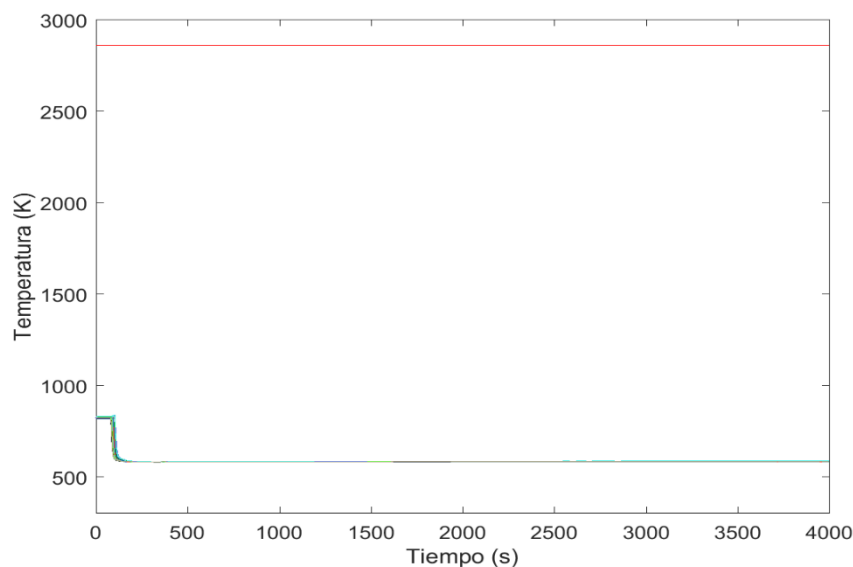


Figura 7.7. Evolución de FUEL T para la Secuencia #1 del BEPU

La Figura 7.8 muestra la presión del primario obtenida para la metodología BEPU, donde se observa que la presión del primario permanece por debajo, pero cerca, del límite de seguridad en algunas de las 59 simulaciones. Así pues, se satisfacen los criterios de seguridad, pero con un margen de seguridad reducido para la variable PRZP.

Si comparamos la Figura 7.5 y la Figura 7.8, se observa que la evolución de la presión del primario es bastante diferente entre los transitorios simulados bajo las diferentes metodologías. En la metodología EBEPU, donde se asumen unas disponibilidades de los sistemas de seguridad, abren las PORV y la presión en el primario desciende rápidamente, alcanzándose una presión del primario muy baja en el largo plazo.

En cambio, bajo la metodología BEPU, donde se adoptan unos criterios más conservadores sobre la disponibilidad de sistemas, el valor máximo de la PRZP en muchos de los casos alcanza valores cercanos al límite de seguridad. Además, la PRZP se mantiene en valores muy altos en el largo plazo del transitorio.

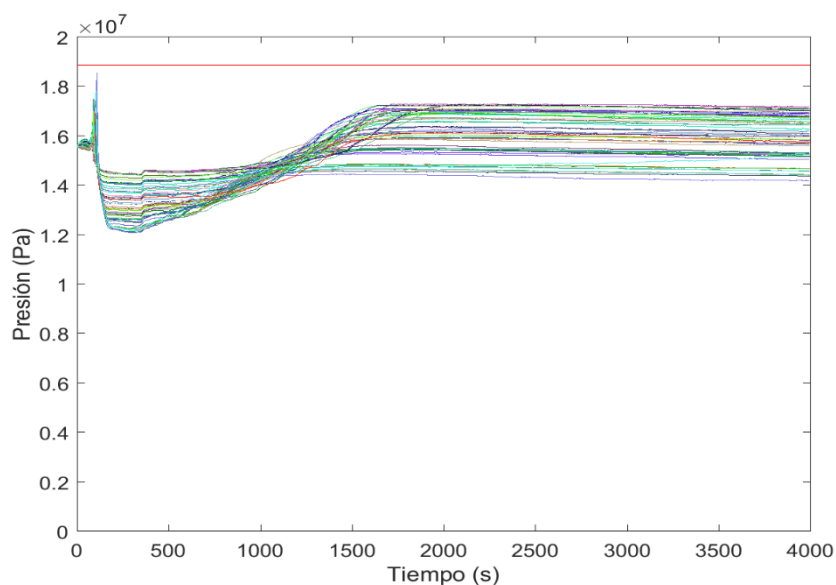


Figura 7.8. Evolución de la PRZP para la Secuencia #1 bajo la metodología BEPU

Al comparar la variable de seguridad CONTL para la metodología EBEPU (Figura 7.6) con la misma variable de seguridad para la metodología BEPU (Figura 7.9) se observa que en la metodología BEPU se descarga en algunos casos más del 0.003% del inventario inicial, mientras que en los casos en los que se produce una mayor descarga utilizando la metodología EBEPU no se alcanza el 0.002%, por lo que comparativamente, con la metodología BEPU se obtiene que se produce una descarga un 50% más de refrigerante a contención que con los resultados obtenidos con el EBEPU. Aun así, estos valores quedan lejos del límite de seguridad (0.2%)

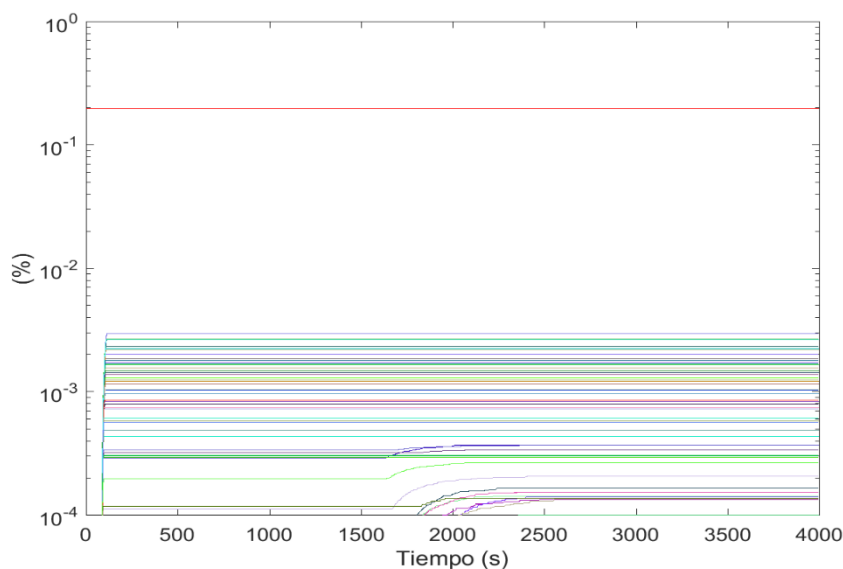


Figura 7.9. Evolución de CONTL para la Secuencia #1 del EBEPU

7.10 Conclusiones

Los resultados del caso de aplicación muestran que es posible realizar la extensión del enfoque tradicional BEPU a partir de los resultados disponibles de los análisis de seguridad (deterministas y probabilistas), los cuales pueden ser integrados de una forma natural adoptando la metodología EBEPU propuesta en el Apartado 2 del Capítulo 3.

En este caso de aplicación, se cumplen los criterios de aceptación de seguridad para las dos metodologías (BEPU y EBEPU), a pesar de que para la metodología BEPU una de las FOM (PRZPmax) está muy cerca del límite de seguridad en alguna de las simulaciones. El enfoque EBEPU proporciona resultados más realistas mientras que el enfoque BEPU presenta unos resultados más conservadores, los cuales pueden no corresponder con una situación realista a la hora de ser tomados en cuenta para la gestión del transitorio. Esta situación puede llevar a pensar que en otras secuencias accidentales menos frecuentes y más peligrosas se pueda incumplir algún criterio de seguridad bajo el enfoque BEPU (más conservador) mientras que sí que pueden ser cumplidos bajo el enfoque EBEPU (más realista y menos conservador). Por lo tanto, adoptar configuraciones de sistemas poco realistas podría llevar a diseñar inapropiadamente la gestión de la secuencia accidental, ya que se está previendo una configuración de sistemas cuya ocurrencia es muy improbable.

Otra situación importante que hay que tener en cuenta es que, siguiendo los supuestos más conservadores sobre la disponibilidad de sistemas de seguridad, se estudian las peores condiciones de la planta, pero no hay evidencia de que estas situaciones se vayan a producir siempre. De este modo, para la planificación y la gestión de los escenarios accidentales (por ejemplo, para el desarrollo de procedimientos de emergencia y para la formación de operadores) sería interesante identificar y hacer frente a aquellos escenarios accidentales que son a la vez realistas y peligrosos, y la implementación del enfoque EBEPU puede ser útil para este propósito.

Capítulo 8

Conclusiones y aportaciones

8.1 Conclusiones y trabajo futuro

En el capítulo inicial se ponía de manifiesto la necesidad de evaluar y analizar la seguridad de las Centrales Nucleares (CCNN) y se fijaba como objetivo del presente trabajo de tesis el estudiar nuevas herramientas, modelos y métodos que permitan llevar a cabo los análisis en presencia de incertidumbres de diversos tipos, utilizando para ello los planteamientos más recientes y siguiendo los principios básicos para la implantación de las opciones 3 y 4 de la guía IAEA sobre análisis determinista de seguridad, todo ello sobre la base de la metodología Best Estimate que se encuentra comúnmente aceptada por los organismos reguladores a nivel nacional e internacional en la actualidad.

Concretamente se han analizado, empleado y comparado diferentes técnicas para el análisis de incertidumbres en los casos de aplicación: el método de Wilks, que es el utilizado habitualmente en los análisis de incertidumbre de simulaciones termohidráulicas, comparado con otras técnicas no paramétricas (capítulo 4) y el método de Wilks comparado con el uso de metamodelos (capítulos 5 y 6). Por último, se ha propuesto una metodología EBEPU en la cual se ha integrado suposiciones propias del APS sobre las configuraciones de trenes/componentes que conforman los sistemas de seguridad (capítulo 7).

Las principales conclusiones obtenidas del análisis de las técnicas basadas en métodos no paramétricos en el caso de aplicación de un LBLOCA (capítulo 4) son que los diferentes métodos estudiados (Beran-Hall, Hutson y Bootstrap) pueden ser una buena alternativa al método de Wilks. Los resultados muestran que para tamaños de muestra pequeños ($n=59$ y 93), el método de Bootstrap reduce la dispersión en las estimaciones de los límites de tolerancia con nivel 95/95, pero puede ser ligeramente no conservador en algunas circunstancias. Basándonos en las métricas de rendimiento, para estos tamaños de muestra, los mejores métodos serían Beran-Hall y el método de Wilks. Para tamaños de muestra más elevados ($n=93$ y 124), los métodos de Bootstrap y de Hutson son preferibles a los métodos de Wilks y de Beran-Hall puesto que proporcionan mejores resultados, siendo Hutson el mejor en términos de métricas de rendimiento, pero con el método de Bootstrap destacando en cuanto a términos de baja dispersión de los límites de tolerancia calculados.

Del estudio del caso de aplicación de un SBLOCA en una instalación experimental (capítulo 5) podemos destacar, que para el caso base se obtiene una buena predicción de los resultados experimentales al compararlos con los simulados con TRACE, por lo que se puede afirmar que el modelo está ajustado de manera razonable. Además, el diseño de Plackett-Burman, del mismo modo que sucede en el caso de aplicación del transitorio en la piscina de combustible gastado (capítulo 6) es una buena técnica para reducir el número de parámetros con los que se va a realizar el estudio de incertidumbre. En cuanto a la comparativa de los métodos utilizados en el análisis de incertidumbres para estimar el valor máximo de la PCT sobre el transitorio SBLOCA, se puede concluir que el método de Wilks muestra resultados conservadores, con bastante dispersión entre los resultados dependiendo del tamaño de muestra n seleccionado (es decir el estadístico de orden elegido). Incrementar el estadístico de orden mejora la estimación del límite de tolerancia con nivel 95/95, acercando los valores calculados mediante la fórmula de Wilks al valor de referencia (835.8 K). En cambio, los resultados provenientes del metamodelo GAM se comportan mejor que los resultados de Wilks en cuanto a la dispersión, pero tienden hacia valores poco conservadores, ya que las medias de las repeticiones para todos los tamaños de muestra n están por debajo del valor de referencia. Una solución para mejorar el poco conservadurismo de los resultados obtenidos consiste en ajustar cada modelo GAM con su error, añadiendo al valor de la estimación del límite de tolerancia con nivel 95/95 el percentil 95% de la distribución error de dicho metamodelo. Los resultados obtenidos con el GAM ajustado (GAMPE) sí que son conservadores, no se alejan mucho del valor de referencia y no tienen apenas variabilidad, ya que la desviación típica de sus coberturas es muy pequeña. Así pues, se puede concluir que la sustitución mediante un metamodelo GAM ajustado con el error es una buena alternativa a Wilks para obtener la estimación del límite de tolerancia con nivel 95/95 con resultados razonables. También cabe destacar que el criterio de seguridad se cumple, ya que los valores de la PCT están muy alejados, tanto en el experimento, como en todas las simulaciones y en los métodos de análisis de incertidumbre de los 1477 K que marca el límite de seguridad.

De la aplicación de la metodología BEPU en una piscina de combustible gastado (capítulo 6), se puede concluir que el procedimiento para implementar la metodología BEPU propuesto en esta Tesis, se puede aplicar a transitorios que sucedan en componentes de una CN que no corresponden ni al sistema primario ni al secundario de la misma demostrando su versatilidad. En cuanto a los resultados, se observa que, aunque el metamodelo más el error (GAMPE) es menos conservador que el método de Wilks, sus valores son muy similares. Además, el metamodelo también puede servir para predecir la salida con mucho menor coste computacional que el código TRACE si le suministramos los valores de los parámetros de entrada, por lo cual podemos concluir que es una alternativa muy interesante al método de Wilks. Además, también es importante destacar que en este escenario y para este transitorio, el calor transmitido mediante radiación es fundamental para obtener unos resultados correctos y es muy interesante incluirlo en este tipo de análisis.

Por último, los resultados del caso de aplicación en un LOFW muestran que es posible realizar la extensión del enfoque tradicional BEPU a partir de los resultados disponibles de los análisis de seguridad (deterministas y probabilistas), los cuales pueden ser integrados de una forma natural adoptando la metodología EBEPU propuesta en el Apartado 2 del Capítulo 3 en la cual se tienen en cuenta las suposiciones sobre las configuraciones de los sistemas de seguridad. De la comparativa de la metodología propuesta EBEPU con la metodología BEPU se observa que el enfoque EBEPU proporciona unos resultados más realistas mientras que el enfoque BEPU presenta unos resultados más conservadores, los cuales pueden no corresponder con una situación realista a la hora de ser tomados en cuenta para la gestión del transitorio. Esta situación puede llevar a pensar que en otras secuencias accidentales menos frecuentes y más peligrosas se pueda incumplir algún criterio de seguridad bajo el enfoque BEPU (más conservador) mientras que sí que pueden ser cumplidos bajo el enfoque EBEPU (más realista y menos conservador). Por lo tanto, adoptar configuraciones de sistemas poco realistas podría llevar a diseñar inapropiadamente la gestión de la secuencia accidental, ya que se está previendo una configuración de sistemas cuya ocurrencia es muy improbable.

Como trabajo futuro, existen dos líneas diferenciadas donde se puede ir ampliando este estudio. Por una parte, se puede aumentar el número de técnicas, tanto paramétricas, como no paramétricas para realizar el estudio de incertidumbres bajo el enfoque BEPU, en los transitorios ya estudiados o en nuevos transitorios de aplicación. Por ejemplo, se puede estudiar el uso de otros metamodelos (kriging, redes neuronales, etc.). Por otra parte, se puede ampliar la aplicación de la metodología EBEPU en el caso de estudio (o en un nuevo transitorio) aumentando el número de secuencias permitidas del árbol de eventos en el estudio.

8.2 Principales aportaciones

La presente tesis ha generado las siguientes aportaciones a nivel de artículos, capítulos de libro, congresos internacionales y congresos nacionales. Para facilitar la comprensión y la relación que tienen las diferentes aportaciones realizadas con los capítulos de la presente tesis, se presenta la Tabla 8.1, donde cada aportación se encuentra ligada al capítulo al que se hace referencia.

Tabla 8.1. Aportaciones en relación a los Capítulos de la tesis

Aportación	Capítulo 4	Capítulo 5	Capítulo 6	Capítulo 7
1	x			
2				x
3		x		
4		x		
5	x			
6		x		
7			x	
8			x	
9		x		
10			x	
11		x		
12		x		
13		x		
14	x			
15			x	
16				x
17	x			
18	x			
19				x
20				x
21		x		
22	x			
23	x			
24			x	
25	x			
26		x		

27			x	
28	x			
29		x		
30	x			
31			x	
32				x

8.2.1 Publicaciones en revistas científicas relacionadas con la tesis:

- Título:** Uncertainty analysis of a LBLOCA in a PWR nuclear power plant using TRACE with Wilks as compared to other non-parametric methods
Autores: Sánchez-Sáez, Francisco; Sanchez Galdón, Ana Isabel; Villanueva, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Revista: Reliability Engineering and System Safety. (En revisión)
Año: 2017
- Título:** An extended BEPU approach integrating probabilistic assumptions on the availability of safety systems in deterministic safety analyses
Autores: Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Sánchez-Sáez, Francisco; Villanueva, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía
Revista: EN Reliability Engineering and System Safety. (En prensa)
Año: 2017
- Título:** Uncertainty Analysis of PKL SBLOCA G7.1 Test Simulation using TRACE with Wilks and GAM Surrogate Methods
Autores: Sánchez-Sáez, Francisco; Carlos Alberola, Sofía; Villanueva, José Felipe; Sanchez Galdón, Ana Isabel; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Revista: Nuclear Engineering and Design
Volumen: 319 **Páginas:** 61-72 **Año:** 2017
- Título:** RELAP5 simulation of PKL facility experiments under midloop conditions
Autores: Villanueva López, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía; Sánchez-Sáez, Francisco; Marton Lluch, Isabel Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Revista: Science and Technology of Nuclear Installations
Volumen: **Páginas:** 122-134 **Año:** 2017

5. **Título:** Bootstrapped-ensemble-based Sensitivity Analysis of a trace thermal-hydraulic model based on a limited number of PWR large break loca simulations
Autores: Zio, Enrico; Carlos Alberola, Sofía; Sánchez Sáez, Francisco; Di Maio, Francesco; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Revista: Reliability Engineering & system safety
Volumen: **Páginas:** 122-134 **Año:** 2016
6. **Título:** Post-test analysis of the ROSA/LSTF and PKL counterpart tests
Autores: Carlos Alberola, Sofía; Querol Vives, Andrea; Gallardo Bermell, Sergio; Sanchez-Saez, Francisco; Villanueva López, José Felipe; Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Verdú Martín, Gumersindo Jesús
Revista: NUCLEAR ENGINEERING AND DESIGN: 0149-1970)
Volumen: 297 **Páginas:** 81-94 **Año:** 2016
7. **Título:** Use of TRACE best estimate code to analyze spent fuel storage pools safety
Autores: Carlos, S.; Sánchez-Sáez, F.; Martorell, S.
Revista: Progress in Nuclear Energy (ISSN: 0149-1970)
Volumen: 77 **Páginas:** 224-238 **Año:** 2014

8.2.2 Presentaciones realizadas en congresos internacionales

8. **Título:** Spent fuel pool analysis using TRACE code.
Autores: Sanchez-Saez, Francisco; Carlos Alberola, Sofía; Villanueva López, José Felipe; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Congreso: Physor
Lugar: Knoxville, EEUU Fecha: 15-20/04/2012
ISBN: 978-0-89448-095-9
9. **Título:** Effect of steam generator configuration in a loss of the RHR MIDLOOP operation at PKL facility.
Autores: Villanueva López, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía; Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Sanchez-Saez, Francisco
Congreso: Physor
Lugar: Knoxville, EEUU Fecha: 15-20/04/2012
ISBN: 978-0-89448-095-9
10. **Título:** Spent fuel pool analysis using TRACE code.
Autores: Sanchez-Saez, Francisco; Carlos Alberola, Sofía; Villanueva López, José Felipe; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Congreso: International Workshop 2012 Spring CAMP Meeting
Lugar: Ljubljana, Slovenia Fecha: 02/06/2012

11. **Título:** Application of PKL-G3.1 experiment to a Westinghouse Nuclear Power Plant
Autores: Villanueva López, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía; Sanchez-Saez, Francisco; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Congreso: Workshop OECD-NEA Joint PKL2-ROSA2
Lugar: Paris, France Fecha: 19/10/2012 **ISBN:**
12. **Título:** PKL/ROSA COUNTERPART TEST. POST TEST ANALYSIS WITH TRACE5
Autores: Carlos Alberola, Sofía; Gallardo Bermell, Sergio; Villanueva López, José Felipe; Sanchez-Saez, Francisco; Querol Vives, Andrea; Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Verdú Martín, Gumersindo Jesús
Congreso: Workshop OECD-NEA Joint PKL2-ROSA2
Lugar: Paris, France Fecha: 19/10/2012
ISBN:
13. **Título:** PARTICIPATION IN PKL/ROSA COUNTERPART TEST
Autores: Sanchez-Saez, Francisco; Verdú Martín, Gumersindo Jesús; Carlos Alberola, Sofía; Gallardo Bermell, Sergio; Villanueva López, José Felipe; Querol Vives, Andrea; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Congreso: 2013 CAMP Spring Meeting
Lugar: Pisa, Italy Fecha: 10/05/2013
ISBN:
14. **Título:** LBLOCA sensitivity analysis using meta models
Autores: Sanchez-Saez, Francisco; Villamizar León, Maryory Patricia; Villanueva López, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía; Sánchez Galdón, Ana Isabel; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Congreso: European Nuclear Conference (ENC 2014)
Lugar: Marseille, France Fecha: 14/05/2014
ISBN: 978-92-95064-21-8
15. **Título:** Radiation heat transfer model in a spent fuel pool by trace code
Autores: Sanchez-Saez, Francisco; Carlos Alberola, Sofía; Villanueva López, José Felipe; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Congreso: European Nuclear Conference (ENC 2014)
Lugar: Marseille, France Fecha: 14/05/2014
ISBN: 978-92-95064-21-8

16. **Título:** An Approach to merge PSA-based assumptions and BEPU method
Autores: Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Lázaro Chueca, Aurelio; Marton Lluch, Isabel; Sanchez-Saez, Francisco; Sánchez Galdón, Ana Isabel; Villanueva López, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía
Congreso: International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2015) **Lugar:** Nice, France **Fecha:** 06/05/2015
17. **Título:** Comparison of Some Approaches for the Estimation of Tolerance Limits in the Context of LBLOCA Uncertainty Analysis
Autores: Villanueva López, José Felipe; Sanchez-Saez, Francisco; Sánchez Galdón, Ana Isabel; Carlos Alberola, Sofía; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Congreso: 16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-16)
Lugar: Chicago, Illinois, USA **Fecha:** 04/09/2015
18. **Título:** LBLOCA Uncertainty Analysis using MetaModels
Autores: Villanueva López, José Felipe; Sanchez-Saez, Francisco; Sánchez Galdón, Ana Isabel; Carlos Alberola, Sofía; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Congreso: 16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-16)
Lugar: Chicago, Illinois, USA **Fecha:** 04/09/2015
19. **Título:** A procedure to develop the EBEP method merging PSA-based assumptions and BEPU method
Autores: Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Marton Lluch, Isabel; Lázaro Chueca, Aurelio; Sanchez-Saez, Francisco; Villanueva López, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía; Sánchez Galdón, Ana Isabel
Congreso: European Safety and Reliability Annual Conference (ESREL 2015)
Lugar: Zürich, Switzerland **Fecha:** 10/09/2015
ISBN: 978-1-138-02879-1
20. **Título:** An approach to address probabilistic assumptions on the availability of safety systems for deterministic safety analysis
Autores: Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Marton Lluch, Isabel; Lázaro Chueca, Aurelio; Sanchez-Saez, Francisco; Villanueva López, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía; Sánchez Galdón, Ana Isabel
Congreso: European Safety and Reliability Annual Conference (ESREL 2015)
Lugar: Zürich, Switzerland **Fecha:** 10/09/2015
ISBN: 978-1-138-02879-1

8.2.3 Presentaciones realizadas en congresos nacionales

21. **Título:** Aplicación a una planta comercial de los resultados de PKL en una rotura de la línea de vapor principal
Autores: Villanueva López, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía; Sanchez-Saez, Francisco; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Congreso: 38ª Reunión Anual de la sociedad Nuclear española
Lugar: Cáceres **Fecha:** 17-19/10/2012 **ISBN:**
22. **Título:** Clasificación de escenarios termo-hidraulicos mediante uso de técnicas no paramétricas
Autores: Villamizar León, Maryory Patricia; Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Sanchez-Saez, Francisco; Villanueva López, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía; Sánchez Galdón, Ana Isabel
Congreso: 39ª Reunión Anual de la sociedad Nuclear española
Lugar: Reus **Fecha:** 25-27/09/2013 **ISBN:**
23. **Título:** Integración de técnicas no paramétricas en el análisis de sensibilidad de resultados de simulaciones termohidráulicas mediante códigos BE+U
Autores: Villamizar León, Maryory Patricia; Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Sanchez-Saez, Francisco; Villanueva López, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía; Sánchez Galdón, Ana Isabel; Pelayo Loscertales, Fernando; Mendizabal Sanz, Rafael.
Congreso: 39ª Reunión Anual de la sociedad Nuclear española
Lugar: Reus **Fecha:** 25-27/09/2013 **ISBN:**
24. **Título:** Modelo de transmisión de calor por radiación en una piscina de combustible gastado mediante TRACE
Autores: Sanchez-Saez, Francisco; Carlos Alberola, Sofía; Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Villanueva López, José Felipe
Congreso: 39ª Reunión Anual de la sociedad Nuclear española
Lugar: Reus **Fecha:** 25-27/09/2013 **ISBN:**
25. **Título:** Análisis de sensibilidad de un LBLOCA usando Metamodelos
Autores: Sanchez-Saez, Francisco; Sánchez Galdón, Ana Isabel; Villanueva López, José Felipe; Carlos Alberola, Sofía; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Congreso: 40ª Reunión Anual de la sociedad Nuclear española
Lugar: Valencia **Fecha:** 03/10/2014
ISBN: 978-84-697-1656-4 / 1137-2885

26. **Título:** Efectividad de la despresurización del secundario de los generadores de vapor como medida ante un SBLOCA en el primario. Experimento PKL G7.1
Autores: Villanueva López, José Felipe; Sanchez-Saez, Francisco; Carlos Alberola, Sofía; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Congreso: 40ª Reunión Anual de la sociedad Nuclear española
Lugar: Valencia **Fecha:** 03/10/2014
ISBN: 978-84-697-1656-4 / 1137-2885
27. **Título:** Uso del código Best Estimate TRACE para el análisis de seguridad en piscinas de combustible gastado
Autores: Sanchez-Saez, Francisco; Carlos Alberola, Sofía; Villanueva López, José Felipe; Martorell Alsina, Sebastián Salvador
Congreso: 40ª Reunión Anual de la sociedad Nuclear española
Lugar: Valencia **Fecha:** 03/10/2014
ISBN: 978-84-697-1656-4 / 1137-2885
28. **Título:** Análisis de seguridad frente a una rotura en doble guillotina en rama fría mediante técnicas probabilísticas
Autores: Sanchez-Saez, Francisco; Villanueva López, José Felipe; Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Sánchez Galdón, Ana Isabel; Carlos Alberola, Sofía
Congreso: 41 Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española
Lugar: A Coruña **Fecha:** 25/09/2015
ISBN: 978-84-608-2453-4 / 1137-2885
29. **Título:** Comparación de los resultados Post test de un LOCA en las instalaciones ROSA/LSTF y PKL
Autores: Querol Vives, Andrea; Sanchez-Saez, Francisco; Carlos Alberola, Sofía; Gallardo Bermell, Sergio; Villanueva López, José Felipe; Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Verdú Martín, Gumersindo Jesús
Congreso: 41 Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española
Lugar: A Coruña **Fecha:** 25/09/2015
ISBN: 978-84-608-2453-4 / 1137-2885
30. **Título:** Comparación entre diferentes métodos para la estimación de los límites de tolerancia en el contexto del análisis de incertidumbre de un LBLOCA
Autores: Sanchez-Saez, Francisco; Villanueva López, José F.; Martorell Alsina, Sebastián; Sánchez Galdón, Ana Isabel; Carlos Alberola, Sofía
Congreso: 41 Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española
Lugar: A Coruña **Fecha:** 25/09/2015
ISBN: 978-84-608-2453-4 / 1137-2885

31. **Título:** Análisis de sensibilidad en piscinas de combustible gastado tipo PWR
Autores: Sanchez-Saez, Francisco; Villanueva López, José Felipe; Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Sánchez Galdón, Ana Isabel; Carlos Alberola, Sofía
Congreso: 42 Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española
Lugar: Santander **Fecha:** 28-30/09/2016 **ISBN:**
32. **Título:** Comparación entre las metodologías BEPU y EBEPU para el análisis determinista de seguridad
Autores: Sanchez-Saez, Francisco; Villanueva López, José Felipe; Martorell Alsina, Sebastián Salvador; Sánchez Galdón, Ana Isabel; Carlos Alberola, Sofía
Congreso: 42 Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española
Lugar: Santander **Fecha:** 28-30/09/2016
ISBN:

Capítulo 9

Referencias

- Adkins, H., Cuta, J., Koeppel, B., Guzman, D., & Bajwa, C. S. (2009). *Spent Fuel Transportation Package Response to the Baltimore Tunnel Fire Scenario*. NUREG/CR-6886, Rev. 2.
- ANAV. (2003 a). *APS-IT-101. Lista de sucesos iniciadores. APS Nivel 1 de sucesos internos a plena potencia. IP/APS Central Nuclear Ascó.*
- ANAV. (2003 b). *APS-IT-102. Criterios de éxitos. APS Nivel 1 de sucesos internos a plena potencia. IP/APS Central Nuclear Ascó.*
- ANAV. (2003 c). *APS-IT-103. Arboles de Sucesos. APS Nivel 1 de sucesos internos a plena potencia. IP/APS Central Nuclear Ascó.*
- ANSI. (1973). *American National Standards Institute. Nuclear Safety Criteria for the Design of Stationary Pressurized Water Reactor Plants. ANSI N-18.2.*
- Applied Programming Technology, I. (2012). *Symbolic Nuclear Analysis Package (SNAP). User's Manual. Version 2.2.1.* . Applied Programming Technology, Inc., Bloomsburg.
- AREVA. (2012). *Test PKL III G7.1: SB-LOCA with Total Failure of HPSI (Counterpart Testing with ROSA/LSTF) - Quick Look Report - AREVA NP GmbH - NTCTP-G/2011/en/0008.*
- Argonne National Laboratory. (2008). *Uncertainty Quantification Approaches for Advanced Reactor Analyses.*

- Bajorek, S. (1998). *Code Qualification Document for Best-Estimate LOCA Analysis*. WCAP-12945-P-A, Volume 1, Revision 2, and Volumes 2 through 5, Revision 1, and WCAP-14747 (Non-Proprietary).
- Beal, D. (2012). Sample Size Determination for a Nonparametric Upper Tolerance Limit for any Order Statistic. *Paper SD-07, Proceedings SESUG*, 1-8.
- Beran, R., & Hall, P. (1993). Interpolated nonparametric prediction intervals and confidence interval. *J. Royal Statistic Soc.*, 55, 643-652.
- Carlos, S., Querol, A., Gallardo, S., Sanchez-Saez, F., Villanueva, J. F., Martorell, S., & Verdu, G. (2016). Post-test analysis of the ROSA/LSTF and PKL counterpart test. *Nuclear Engineering and Design*(297), 81-94.
- Carlos, S., Sanchez, A., Ginestar, D., & Martorell, S. (2013). Using finite mixture models in thermal-hydraulics system code uncertainty analysis. *Nuclear Engineering and Design*(262), 306-318.
- Carlos, S., Sanchez-Saez, F., & Martorell, S. (2014). Use of TRACE best estimate code to analyze spent fuel storage pools safety. *Progress in Nuclear Energy*(77), 224-238.
- Carlos, S., Villanueva, J., Martorell, S., & Serradell, V. (2011). *Simulation of the F2.1 Experiment at PKL Facility Using RELAP5/MOD3*. NUREG/IA-0250. Washington: U. S. Nuclear Regulatory Commission.
- Chojnacki, E., & Benoist, J.-P. (2005a). The Use of Monte-Carlo Simulation and Order Statistics for Uncertainty Analysis of a LBLOCA Transient (LOFT-L2-5). *Workshop on the Evaluation of Uncertainties in Relation to Severe Accidents and Level II Probabilistic Safety Analysis*. Cadarache, France.
- Chojnacki, E., Mercat-Rommens, C., & Baudrit, C. (2005b). Influence of Mathematical Modeling of Knowledge. Application to the Transfer of Radionuclides in the Environment. *Workshop on the Evaluation of Uncertainties in Relation to Severe Accidents and Level II Probabilistic Safety Analysis*. Cadarache, France.
- Coscarelli, E., Del Nevo, A., & D'Auria, F. (2013). Qualification of TRACE V5.0 Code against Fast Cooldown Transient in the PKL-III Integral Test Facility. *Science and Technology of Nuclear Installations*, 1-11.
- CSN. (2007). *GS 1.14. Criterios básicos para la realización de aplicaciones de los Análisis Probabilistas de Seguridad*. Madrid: Consejo de Seguridad Nuclear.
- CSN. (2007). *IS-15. Instrucción sobre requisitos de vigilancia de la eficiencia del mantenimiento en centrales nucleares*. Madrid: Consejo de Seguridad Nuclear (CSN).

- CSN. (2008). *GS 1.10. Revisiones periódicas de la seguridad de las centrales nucleares*. Madrid: Consejo de Seguridad Nuclear.
- D'Auria, F. (1998). *UMAE Uncertainty Methodology. NEA-CSNI Report*,. Nuclear Energy Agency-Committee on the Safety of Nuclear Installations.
- D'Auria, F., Camargo, C., & Mazzantini, O. (2012). The Best Estimate Plus Uncertainty (BEPU) approach in licensing of current nuclear reactors. *Nuclear Engineering and Design*, 248, 317-328.
- Debon, A., & J.C., G.-D. (2012). Fault diagnosis and comparing risk for the steel coil manufacturing process using statistical models for binary data. *Reliability Engineering and System Safety*, 100, 102-114.
- Di Maio, F., Bandini, A., Zio, E., Carlos, S., Sanchez-Saez, F., & Martorell, S. (2016). Bootstrapped-ensemble-based Sensitivity Analysis of a trace thermal-hydraulic model based on a limited number of PWR large break loca simulations. *Reliability Engineering and System Safety*, 153, 122-134.
- Di Maio, F., Nicola, G., Zio, E., & Yu, Y. (2016). Finite mixture models for sensitivity analysis of thermal hydraulic codes for passive safety systems analysis. *hal-01265884*.
- Dusic, M., Dutton, M., Glaeser, H., Herb, J., Hortal, J., Mendizabal, R., & Pelayo, F. (2014). Combining Insights from Probabilistic and Deterministic Safety Analyses in Option 4 from the IAEA Specific Safety Guide SSG-2. 188, 63-77.
- Efron, B., & Tibshirani, R. (1986). Bootstrap methods for standard errors, confidence intervals, and other measures of statistical accuracy. *Statistical Science*, 1(1), 54-77.
- EPRI. (1982). *ATWS: A Reappraisal. Part 3: Frequency of Anticipated Transients. NP-2230 Research Project 1233-1*.
- European Commission . (2013). *COM-253. Communication from the Commission to the European Parliament, The Council, The European Economic and Social committee and The Committee of the Region*. Brussels.
- Frepoli, C. (2008). An Overview of Westinghouse realistic large break loca evaluation model. *Science and Technology of Nuclear Installations*.
- Gay, R. (1984). Spent nuclear fuel storage pool thermal hydraulic analysis. *Progress in Nuclear Energy*, 14(3), 199-225.
- Gay, R., & Gloski, D. (1983). *Verification of the GFLOW Computer Code Using Experimental Data from the Maine Yankee Spent-fuel Storage Pool*. EPRI NP-3097.

- Glaeser, H. e. (1998). *NEA-CSNI report; GRS Analyses for CSNI Uncertainty Methods Study (UMS)*. Nuclear Installations: Nuclear Energy Agency-Committee on the Safety of.
- Hastie, T., & Tibshirani, R. (1986). Generalized Additive Models. *Statistical Science*, 1(3), 297-318.
- Helton, J., Davis, F., & Johnson, J. (2005). A Comparison of Uncertainty and Sensitivity Analysis Results Obtained with Random and Latin Hypercube Sampling. *Reliability Engineering & System Safety*, 89, 305-330.
- Hung, T., Dhir, V., Pei, B., Chen, Y., & Tsai, F. (2013). The development of a three-dimensional transient CFD model for predicting cooling ability of spent fuel pools. *Applied Thermal Engineering*, 50(1), 496-504.
- Hutson, A. (1999). Calculating nonparametric confidence intervals for quantiles using fractional order statistics. *Journal of applied statistics*, 26(3).
- IAEA. (2009). *Specific Safety Guide No.SSG-2. Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants*. Vienna: International Atomic Energy Agency.
- IAEA. (2016). *Specific Safety Guide No.SSG-2 Rev. 1. Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants*. Vienna: International Atomic Energy Agency.
- Ibarra, J., Jones, W., Lanik, G., Ornstein, H., & Pullani, S. (1997). *Operating Experience Feedback Report. Assessment of Spent Fuel Cooling*, vol. 12. NUREG.
- Iman, R., & Conover, W. (1982). *Sensitivity Analysis Techniques: Self-Teaching Curriculum*. SAND81-1978 (NUREG/CR-2350),.
- Ionescu-Bujor, M., & Cacuci, D. G. (2004). A Comparative Review of Sensitivity and Uncertainty Analysis of Large-Scale Systems – I: Deterministic Methods. *Nuclear Science and Engineering*, 147(3), 189-203.
- Ionescu-Bujor, M., Jin, X., & Cacuci, D. G. (2005). Deterministic Local Sensitivity Analysis of Augmented Systems – II: Applications to the QUENCH-04 Experiment Using the RELAP5/MOD3.2 Code System. *Nuclear Science and Engineering*, 151(1), 67-81.
- Jonnet, J., Stempniewicz, M., de With, A., & Wakker, P. (2013). *Nuclear Engineering and Design*, 265, 755-764.
- Lee, C., & Lee, K. (2007). A study on operation time periods of spent fuel interim storage facilities in South Korea. *Progress in Nuclear Energy*, 49(4), 323-333.
- Martin, R., & O' Dell, L. (2005). AREVA's realistic large break LOCA analysis methodology. *Nuclear Engineering and Design*, 235, 1713-1725.

- Martorell, S., Martón, I., Lázaro, A., Sánchez-Sáez, F., Villanueva, J., Carlos, S., & Sánchez, I. (2015). An approach to address probabilistic assumptions on the availability of safety systems for deterministic safety analysis. *Proceeding of ESREL Conference*. Zurich.
- Martorell, S., Martorell, P., Martón, I., Sánchez, A., & Carlos, S. (2017). An approach to address probabilistic assumptions on the availability of safety systems for deterministic safety analysis. *Reliability Engineering and System Safety*, 160, 136-150.
- Montero-Mayorga, J., Queral, C., & J., G.-C. (2015). AP1000 SBLOCA simulations with TRACE code. *Annals of Nuclear Energy*, 75, 87-100.
- Montgomery, D. C. (2001). *Design and analysis of experiment* (5th ed.). John Wiley and Sons.
- NEA. (2005). *Acceptance Criteria and related safety margins. Task group on the Safety Margins Action Plan (SMAP)*.
- NEA. (2007). *Task Group on CSNI Safety Margins Action Plan (SMAP), Final Report; NEA/ACSNI/R(2007)9*.
- NEA. (2015). *Post-BEMUSE Reflood Model Input Uncertainty Methods (PREMIUM) Benchmark Phase II: Identification of Influential Parameters*. Nuclear Safety NEA/CSNI/R(2014)14.
- NUREG. (2010). *Analysis and Computational Predictions of CHF Position and Post-CHF Heat Transfer. International Agreement Report. NUREG/IA-0236*.
- Pal, L., & Makai, M. (2005). Statistical considerations on safety analysis. *arXiv:physics/0511140 [physics.data-an]*.
- Perez, M., Reventos, F., Batet, L., Guba, A., Toth, I., Mieusset, T., . . . Freixa, J. (2011). Uncertainty and sensitivity analysis of a LBLOCA in a PWR Nuclear Power Plant: Results of the Phase V of the BEMUSE programme. *Nuclear Engineering and Design*, 241(10), 4206-4222.
- Petruzzi, A., D'Auria, F., Giannotti, W., & Ivanov, K. (2005). Methodology of Internal Assessment of Uncertainty and Extension to Neutron Kinetics/Thermal Hydraulics Coupled Codes. *Nuclear Science and Engineering*, 149(2), 211-236.
- Picheny, V., Kim, N., T, H., & Queipo, N. (2008). Conservative Predictions Using Surrogate Modeling. *49th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials*.
- Plackett, R. L., & Burman, J. (1946). The Design of Optimum Multifactorial Experiments. 33(4), 305-325.

- Pourgol-Mohamad, M., Hoseyni, S. M., Hoseyni, S. M., & Sepanloo, K. (2016). practical sensitivity analysis method for ranking sources of uncertainty in thermalhydraulics applications. *Nuclear Engineering and Design*(305), 400-410.
- Pourgol-Mohamad, M., Modarres, M., & Mosleh, A. (2009b). Integrated Methodology for Thermal-Hydraulics Uncertainty Analysis with Application. *Nuclear Technology*, 165, 333-359.
- Pourgol-Mohammad, M. (2009a). Thermal-hydraulics system codes uncertainty assessment: a review of the methodologies. *Annals of Nuclear Energy*, 36, 1774-1786.
- Queral, C., Montero-Mayorga, J., Gonzalez-Cadelo, J., & Jiménez, G. (2015). AP1000 Large-Break LOCA BEPU analysis with TRACE code. *Annals of Nuclear Energy*, 85, 576-589.
- R Core Team. (2013). *A language and environment for statistical computing*. Vienna: R Foundation for Statistical Computing.
- Rector, D. R. (1987). *RADGEN: a Radiation Exchange Factor Generator for Rod Bundles*. Pacific Northwest Laboratory.
- Reventos, F., Freixa, J., Batet, L., Pretel, C., Luebbesmeyer, D., Spaziani, D., . . . Umminger, K. (2008). An analytical comparative exercise on the OECD-SETH PKL 2.2 experiment. *Nuclear Engineering and Design*(238), 1146-1154.
- Rogers, K. A. (2009). Fire in the hole: A review of national spent nuclear fuel disposal policy. *Progress in Nuclear Energy*, 51(2), 281-289.
- Schimek, M. G., & Turlach, B. A. (2000). Additive and Generalized Additive Models, in Smoothing and Regression: Approaches, Computation, and Application. En M. G. Schimek, *Smoothing and Regression: Approaches, Computation, and Application* (págs. 277-327). Hoboken, NJ, USA.: John Wiley and Sons, Inc.
- Stigler, S. M. (1977). Fractional Order Statistics, with Applications. *Journal of the American Statistical Association*, 359(72), 544-550.
- Throm, E. (1989). *Regulatory Analysis for the Resolution of Generic Issue 82, Beyond Design Basis Accidents in Spent Fuel Pools*. NUREG-1353. NUREG.
- Umminger, K., Dennhardt, L., Schollenberger, S., & Schoen, B. (2011). Integral Test Facility PKL: Experimental PWR accident Investigation. *Science and Technology of Nuclear Installations*, 2012, 1-15.
- Umminger, K., Mandl, R., & Wegner, R. (2002). Restart of Natural circulation in a PWR-PKL test results and s-RELAP5 calculations. *Nuclear Engineering and Design*, 215(1-2), 39-50.

- Unal, C. W. (2011). Improved best estimate plus uncertainty methodology, including advanced validation concepts, to license evolving nuclear reactors. *Nuclear Engineering and Design*, 241, 1813-1833.
- USNRC. (1989a). *RG 1.157 BEST-ESTIMATE CALCULATIONS OF EMERGENCY CORE COOLING SYSTEM PERFORMANCE*. Washington DC: United States Nuclear Regulatory Commission.
- USNRC. (1989b). *Quantifying Reactor Safety Margins. Application of Code Scaling, Applicability, and Uncertainty Evaluation Methodology to a Large-Break, Loss-of-Coolant Accident*. Washington DC: United States Nuclear Regulatory Commission.
- USNRC. (1998a). *RG 1.174. An Approach for Using Probabilistic Risk Assessment in Risk-Informed Decisions on Plant-Specific Changes to the Licensing Basis*. Washington DC: United States Nuclear Regulatory Commission.
- USNRC. (1998b). *RG.1.177. An Approach for Plant-Specific, Risk-Informed Decisionmaking: Technical Specifications*. Washington DC: United States Nuclear Regulatory Commission.
- USNRC. (2007). *10 CFR 50.46. Acceptance criteria for emergency core cooling systems for light-water nuclear power reactors*. Washington DC: United States Nuclear Regulatory Commission.
- USNRC. (2010a). *TRACE V5.0 THEORY MANUAL Field Equations, Solution Methods and Physical Models*. Washington, DC: U. S. Nuclear Regulatory Commission.
- USNRC. (2010b). *TRACE V5.0 USER'S MANUAL. In: Modeling Guidelines, vol. 2*. Washington, DC: U. S. Nuclear Regulatory Commission.
- USNRC. (2011a). *RG 1.174. An Approach for Using Probabilistic Risk Assessment in Risk-Informed Decisions on Plant-Specific Changes to the Licensing Basis Revision 2*. Washington DC: United States Nuclear Regulatory Commission.
- USNRC. (2011a). *RG 1.174. An Approach for Using Probabilistic Risk Assessment in Risk-Informed Decisions on Plant-Specific Changes to the Licensing Basis Revision 2*. Washington DC: United States Nuclear Regulatory Commission.
- USNRC. (2011b). *RG 1.177. An Approach for Plant-Specific, Risk-Informed Decisionmaking: Technical Specifications. Revision 1*. Washington DC: United States Nuclear Regulatory Commission.
- Wald, A. (1943). An Extension of Wilks' Method for Setting Tolerance Limits. *Ann. Math. Statist*(14), 45-55.
- Wilks, S. (1941). Determination of Sample Sizes for Setting Tolerance Limits. *Ann. Math. Statist*(12), 91-96.

- Wilsom, E. (2013). Historical insights in the development of best estimate plus uncertainty safety analysis. *Annals of Nuclear Energy*, 52, 2-9.
- Wood, S. (2016). Mixed GAM Computation Vehicle with GCV/AIC/REML Smoothness Estimation. <https://CRAN.Rproject.org/package=mgcv>.
- Young, M., & Bajorek, S. N. (1998). Application of code scaling applicability and uncertainty methodology to the large break loss of coolant. *Nuclear Engineering and Design*, 186, 39-52.
- Zio, E. (2014). Integrated deterministic and probabilistic safety assessment: Concepts, challenges, research directions. *Nuclear Engineering and Design*, 280, 413–419.